

長距離大電力送電システムの安定度向上のための
発電機励磁制御方式に関する研究

Studies on Generator Excitation Control Systems
to Improve Power System Stability
for Long Distance and Huge Power Transmission

2004 年 2 月

北内 義弘
Yoshihiro Kitauchi

目 次

第 1 章 序 論	1
1.1 電力系統安定化技術の現状	1
1.1.1 ファジィ制御	1
1.1.2 電力系統安定化装置(PSS)	3
1.2 本論文の各章の概要	7
第 1 章の参考文献	10
第 2 章 ファジィ理論による発電機励磁制御システムの開発	15
2.1 ファジィ理論の発電機励磁系への適用	15
2.1.1 AVR 機能の基本的な考え方	15
2.1.2 PSS 機能の基本的な考え方	16
2.1.3 ファジィ励磁制御システムの具体化	16
2.1.4 ファジィ励磁制御系の機能向上	19
2.2 交・直流電力系統シミュレータによる検証	25
2.2.1 試験条件	25
2.2.2 試験結果	28
2.3 第 2 章の結論	32
第 2 章の参考文献	33
第 3 章 ファジィ発電機励磁制御システムの 長距離串形系統における安定度向上効果	35
3.1 ファジィ励磁制御システム	35

3.1.1	ファジィ励磁制御システムの構成	35
3.1.2	ファジィ制御規則	35
3.1.3	高周波振動抑制論理	36
3.1.4	長距離串形 4 機系統用ファジィ励磁制御系	37
3.1.5	ファジィ励磁制御系のパラメータの設定方法	43
3.2	交・直流電力系統シミュレータによる検証	45
3.2.1	試験系統	45
3.2.2	試験条件	49
3.2.3	PSS 定数の最適化	50
3.2.4	試験ケース	54
3.2.5	試験結果および考察	57
3.3	第 3 章の結論	66
	第 3 章の参考文献	67

第 4 章 長周期動揺抑制用 多入力 PSS の開発 69

4.1	多入力 PSS の開発	69
4.1.1	無効電力 Q 入力の効果	69
4.1.2	多入力 PSS	72
4.1.3	多入力 PSS のパラメータ設定方法	73
4.1.4	過渡安定度向上論理	77
4.2	シミュレーションによる検証	79
4.2.1	検討対象モデル	79
4.2.2	線形化モデルによる検証	80
4.2.3	動特性シミュレーションによる検証	88
4.3	第 4 章の結論	101
	第 4 章の参考文献	102

第5章 長周期動揺抑制用多入力 PSS の

1 機および 2 機系における実験的検証 103

5.1 交・直流電力系統シミュレータによる検証	103
5.1.1 試験条件	103
5.1.2 多入力 PSS の定数設定	105
5.1.3 シミュレータ試験ケース	107
5.1.4 試験結果	108
5.2 線形モデルによる検証	112
5.3 Y 法用多入力 PSS モデルの精度検証	114
5.4 第5章の結論	119
第5章の参考文献	120

第6章 多機系統における多入力 PSS の定数設定法と その実験的検証 121

6.1 多機系統における多入力 PSS の定数設定方法	121
6.1.1 多機系統における Q 入力の効果	121
6.1.2 多入力 PSS の構成	123
6.1.3 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS 部分の定数設定	126
6.1.4 ΔQ 部分の定数設定	127
6.1.5 dEa および dP 入力部分の定数設定法	128
6.1.6 横流補償への対応	130
6.1.7 過渡安定度向上論理 (v 回路) の設定	132
6.1.8 クロスコンパウンド機への対応	133
6.2 多入力 PSS 試作機の実験的検証	133
6.2.1 シミュレータ試験条件	133
6.2.2 シミュレータ試験ケース	138
6.2.3 試験結果	138

6.3 第6章の結論	143
第6章の参考文献	144
 第7章 結 論	 147
 付録1 現用 PSS の概要	 153
A1.1 同期化力とダンピング	153
A1.2 同期機の線形化近似ブロック	156
A1.3 PSS の効果	157
A1.4 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS	158
 付録2 線形近似モデルの係数	 163
 付録3 同期化力係数とダンピングトルク係数	 169
 付録4 線形近似モデル（発電機ダンパあり）の係数	 173
 付録5 交・直流電力系統シミュレータの概要	 179
A5.1 設備の特徴	179
 謝 辞	 185
 研究業績	 187

第 1 章 序 論

1.1 電力系統安定化技術の現状

電力系統は、多数の発電機が並列運転されており、発電機からの送電電力が大きくなると、落雷などの系統擾乱発生時に電力系統の安定度、すなわち発電機の安定な並列運転が維持できなくなることがある。経済成長の停滞により、電力需要の大きな増加は見込めないものの、今後もゆっくりと増加していくものと予想されており^[1-1]、特に長距離大電力送電系統の重大事故時に発生する長周期動揺を安定に抑制することは、電力系統の信頼性を確保してより経済的な運用を行うために不可欠である。

現状の安定度向上対策^[1-2]の概要を表 1.1 に示す。経済成長の鈍化や電力自由化の進展にともない、より一層の現有設備の有効活用とコストの低減が要求されているため、実際には最も経済的に有利である発電機の励磁制御による安定化向上対策が主に利用されている^[1-2~1-8]。

しかしながら、電力系統は、時々刻々変化している大規模かつ複雑なシステムであり、かつ、個々の機器が密に連係していることから、その数値モデル化や制御系の定数設定が難しいことが知られている。

1.1.1 ファジィ制御

一方、カリフォルニア大学バークレー校の L. A. Zadeh 教授が 1965 年に「ファジィ集合」の概念を発表したファジィ理論は、我が国を中心として精力的に研究開発が進められている^[1-9]。制御の分野では、モデル化が難しい制御対象に対して専門家の知識をメンバーシップ関数の形で取り入れることにより、モデル化を不要としていることが大きな利点である。ファジィ制御の特徴を表 1.2 に示す。

ファジィ制御の長所を生かし、発電機励磁制御系、特に PSS への適用も盛んに行われている^[1-10~1-21]。これらは、ファジィ理論の概念を活用し、経験・実績などを加味して構成している。設計概念、制御論理などがそれぞれ大幅に異なるため、単純な比較は困難であると考えられるが、この中で文献[1-14]の、発電機の回転数とその加速度による位相平面を用いたファジィ PSS は、小容量水力発電所に導入され、既設の ΔP 形 PSS とほぼ同等の性能を発揮することが確認されている。

表 1.1 安定度向上対策の概要

Table 1.1 Outline of the Measures to Improve the Power System Stability

安定度向上対策	概 要
(1) 電力系統安定化装置 (PSS) 付き 超速応励磁制御 (超速応 AVR)	<p>発電機端子電圧を一定に保つために設置される自動電圧調整器 (AVR) を高速に制御することで、系統擾乱が発生し電圧が低下した際に、発電機励磁電圧を急速に突き上げることにより、端子電圧を急速に上昇させ、より多くの電気エネルギー（有効電力）を放出させることにより、回転数を減少させ、安定化を図る。</p> <p>超速応励磁制御（超速応 AVR）は、急速に励磁電圧を制御できるが、その位相特性から、発電機のダンピングを低下させ、最悪の場合、発電機が振動発散を起こしてしまうことがある。このため、電力系統安定化装置（PSS）を付加し、発電機の動揺を抑えるための信号を AVR の補助入力として加えることにより、安定化する。</p>
(2) 中間開閉所	<p>長距離送電線に中間開閉所を設置することにより、系統事故時に事故除去のために開放する線路長を短くすることで、線路リアクタンスを小さく保つことで、送電可能な有効電力を増加させ、送電線の相差点を小さく抑えることにより安定度を向上させる。</p>
(3) 中間調相設備	<p>送電線の中に静止形無効電力補償装置 (SVC) や同期調相機 (RC) などの、無効電力を高速に制御できる機器を設置し、系統電圧を一定に保つことにより、相差点を小さく保ち安定度を向上させる。</p>
(4) 制動抵抗 (DR)	<p>系統事故直後に発電機端子に制動抵抗を接続することにより発電機の加速を抑える。</p>
(5) タービン高速バルブ (EVA)	<p>系統事故直後にタービン入力を高速に減少させることにより発電機の加速を抑える。</p>
(6) 直列コンデンサ	<p>長距離送電線に直列にコンデンサを挿入して、系統のリアクタンスを等価的に小さくすることにより送電線の相差点を抑える。</p>
(7) 送電線の増強	<p>送電電圧の昇圧や、送電線の増強によって系統のリアクタンスを等価的に小さくする。</p>
(8) 直流送電の導入	<p>直流送電線の導入によって、高速かつ安定に潮流を制御する。</p>

表 1.2 ファジィ制御の特徴

Table 1.2 Characteristics of the Fuzzy Control

	特 徴
○	熟練運転員の操作技術を IF... THEN 形式のルールで記述。
○	モデルの数式化が不要であるため、モデル化の困難な制御対象に適用可能
○	モデルから制御系パラメータを決定していないため、制御対象モデルの変化に対してロバスト性が期待できる。
×	制御系の安定性を数学的に保証することが難しい。
×	制御系を構築するために、制御対象に関する知識・経験が必要。

(注) ○：長所，×：短所

本論文では、発電機励磁制御系 (AVR) の端子電圧維持機能とダンピング向上 (PSS) 機能を一体化し、より多くの経験 (ルール) を用いたファジィ励磁制御系を開発した。本方式には、発電機の至近端事故時に発電機励磁系の能力を最大限に引き出すため、端子電圧の低下から系統事故を把握し、有効電力の積分値より発電機の加速エネルギー相当値を算出し、発電機界磁電圧をシーリング電圧まで突き上げることで励磁系の能力を最大限に活用する、過渡安定度向上論理 (v 回路) を開発し、追加している。

このファジィ励磁制御システムを (財) 電力中央研究所の交・直流電力系統シミュレータ (付録 5 参照。以下、シミュレータ) に設置されている実際の発電機特性に極めて近く模擬している回転形の模擬発電機 (1~4 機) に適用し、長距離大電力送電系統における安定度向上効果について実験的に検証した。

1.1.2 電力系統安定化装置 (PSS)

ファジィ制御を用いた発電機励磁制御系が電力会社の大容量発電機 (以下、実機) に導入されるためには、ファジィ理論の短所である「安定性の保証」や「効果を発揮するための適応条件」などを示す必要があるが、これらを明確に説明することは簡単ではない。さらに、発電機励磁制御系の自動電圧調整器 (AVR) 部分は、その本来の目的である「発電機の端子電圧を一定に保つ」という発電機を過電圧や低電圧に伴う過電流から保護するという観点から、その制御定数を系統安定化のために変更することは一般に困難である。

このため、実機への導入を考慮した場合、AVR 部分を変更せず、補助信号として付加する電力系統安定化装置 (PSS) による長周期動揺の抑制が最も現実的な解

となる。

PSS は電力動揺をダンピングさせるために設置され、その出力は、AVR の補助入力として加えられる^[1-2~1-8]。現用 PSS (ΔP 形、 $\Delta \omega$ 形および $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS) の概要を付録 1 に述べた。図 1.1 に一般的な発電機システムの概略図を示す。発電機の有効電力 P および回転数 ω を入力として PSS 出力が計算され、AVR へと入力される。

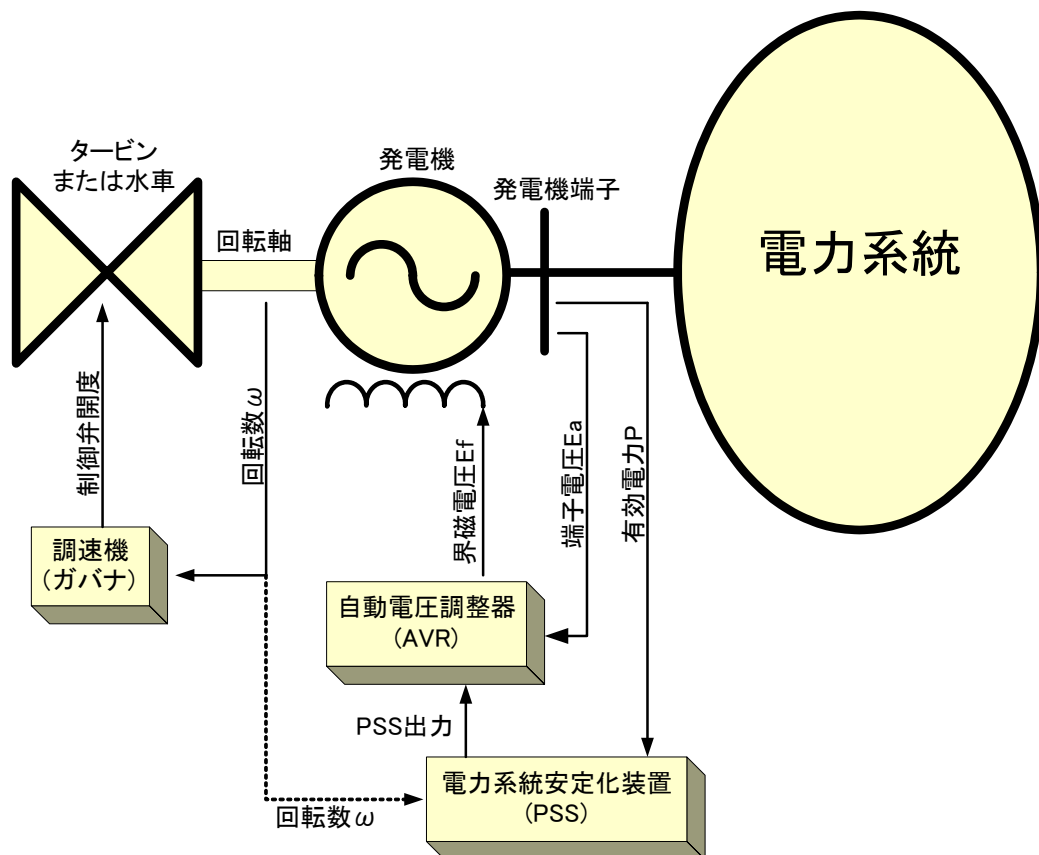


図 1.1 発電機ユニット概略図

Fig. 1.1 Generator Unit Model

将来の大型電源開発に対応し、効率的な系統構成で大電力送電を行うためには、系統擾乱後の過渡安定度の維持（過渡動揺第 1 波の安定化）および、発電機とローカル系統における周期 1 秒程度の短周期動揺のみならず、系統の広域に影響する弱制動な周期 2 秒程度以上の長周期電力動揺を抑制することが必要である^[1-30]。

従来、わが国では PSS の入力信号として、有効電力偏差 (ΔP) を入力として周期 1 秒程度の短周期のローカル動揺を抑える ΔP 形 PSS が一般的であったが、近年、発電機回転数 ω を入力に加えた $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS が開発された^[1-22~1-25]。この $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS は、電源の偏在化による長距離大電力送電をその主な理由とする系統の広域に影響する弱制動な長周期動揺の抑制に対して効果があり、かつ、複雑な

大規模系統における設計手法も実用レベルに達してきていることから、多数の実機適用実績がある^{[1-26]~[1-31]}。

PSSに関する研究としては、この $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSSや、PSS定数の設定方法も含め、他にも多くの研究がなされており、

- (1) $\Delta P + \Delta \omega$ （または Δf ）形PSS
- (2) 発電機回転数を $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSSにさらに長周期動揺抑制用に並列に加えたPSS^[1-32]
- (3) ファジィ制御によるPSS
- (4) LMIを用いたロバストゲインスケジューリング理論を用いたPSS^[1-33~1-37]
- (5) H_2/H_∞ 混合制御を用いたPSS^[1-38]
- (6) H_∞ 制御を用いたPSS^[1-39~1-45]
- (7) 時系列解析によりパラメータを修正する適応形PSS^[1-46, 1-47]
- (8) LMI (Linear Matrix Inequality)を用いた H_∞ 制御ベースの出力フィードバックを用いたPSS^[1-48]
- (9) H_2 制御を用いたPSS^[1-49]
- (10) 動揺波形を自動検出し、それに基づき制御を行う適応形PSS^[1-50, 1-51]
- (11) 遺伝的アルゴリズム(GA)を用いたPSS^[1-52]
- (12) ヤコビアン行列から得られる感度行列を用いたPSS^[1-53]
- (13) 同期化力係数とダンピングトルク係数に着目して非線形最適化問題に帰着させて求めるPSS^[1-54]
- (14) 感度低減化問題に帰着したPSS^[1-55]

などがあるが、その多くは、実用化には至っていない。その理由は、現在、広く利用されている $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSSと比較して、

- (1) 安定度向上性能に顕著な差がない。
- (2) 定数設計方法がより複雑、かつ、設計法に関して多くの経験を必要とする。
- (3) 計算機シミュレーション用の数値モデルが確立していない。
- (4) 導入実績がないことから不具合発生時に迅速に対処する方法が確立されていない。

などが考えられよう。

より一層の長距離・大電力送電により発電機の内部相差角 δ が拡大するにつれ、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSSの効果にも限界があり、安定度の維持がより難しくなっていくこ

とが懸念されている。また、時々刻々と変化する電力系統の構成や運転状態に対応できるロバスト性も要求される。 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS の効果は、相差角 δ が 90 度以上となる大きな動揺に対しては、あまり期待できない。すなわち、そのような大きな動揺時には、 δ の動揺に対して有効電力 P の非線形性が強いために、その変化率が小さくなり、かつ、 δ に対する回転数 ω の変化率も小さくなることにより、 $\Delta P + \Delta \omega$ 入力が小さくなるためである。

しかしながら、無効電力 Q は、このような大きな動揺時にも、 δ に対してほぼ線形で同相に動揺し、その大きさが小さくなることもない。

本論文では、この Q を入力とした PSS を、従来の $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS に付加することで、よりロバスト性が高く、大きな動揺に対してもその抑制効果の高い多入力 PSS を開発した。さらに、系統事故後の過渡動揺第 1 波の安定性を高めるため、ファジィ励磁制御方式に組み込んだ過渡安定度向上論理 (v 回路) を多入力 PSS にも追加し、過渡安定度の向上を実現している。図 1.2 に多入力 PSS の概要図を示す。

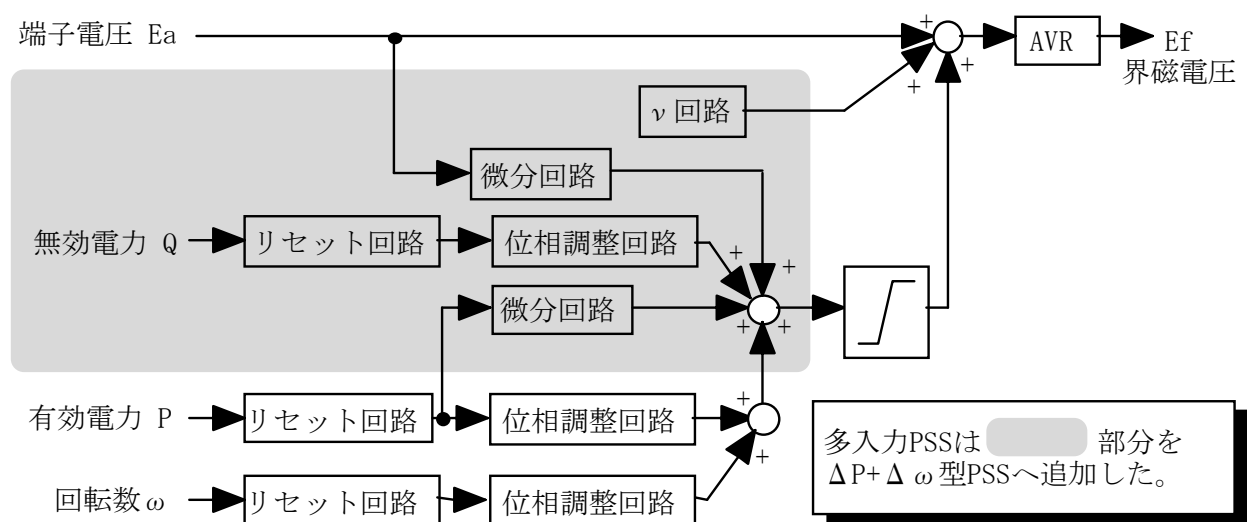


図 1.2 多入力 PSS の全体概要図

Fig. 1.2 Outline of the Multi-Input PSS (MPSS)

経済成長の鈍化、電力自由化の進展にともない、より一層の現有設備の有効活用とさらなるコストの低減が要求されている。特に近年、発電機の AVR, PSS などの制御系がアナログ形からデジタル形に移行してきているため、制御系のソフト的な改良は追加コストをほとんど必要としない。多入力 PSS は、現在実用化されている $\Delta P + \Delta \omega$ 形の制御定数を一切変更せずに、ソフトウェア的に ΔQ 入などを PSS 入力に追加するだけで移行できるため、経済的で実用性の高い方式である。

多入力 PSS は、電力会社の大容量火力発電機に実際に導入され、現在、試験運用中であり、系統擾乱発生時においてその効果を発揮していることが確認されている。大容量火力機に導入された PSS は、 ΔP 形 PSS、 $\Delta \omega$ 形 PSS、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS 以来では初めての事例であり、多入力 PSS の実用性の高さを示すものと考えている。

1.2 本論文の各章の概要

本研究は、電力系統の特に長距離大電力送電時の安定度向上対策として、経済性が高く、実用性の高い発電機励磁制御方式を提案する事を目的とするものである。

以下に、本論文の各章の概要を述べる。

第 1 章の概要

第 1 章は序論であり、本研究における背景と発電機励磁制御方式による電力系統安定度向上効果の有効性について述べ、本論文の位置付けを明確化する。

第 2 章の概要

第 2 章では、ファジィ理論を発電機励磁制御系に適用したファジィ励磁制御方式を開発した。この方式は、電力系統の変化に対して安定運転が維持でき、特に大擾乱時に対する安定度の一層の向上を目的として、発電機励磁制御系 (AVR) の端子電圧維持機能とダンピング向上 (PSS) 機能を一体化したものである。この方式を、実際の発電機特性に極めて近く模擬している回転形の模擬発電機に適用して効果を検証するため、シミュレータに導入し、その効果を 1 機および 2 機無限大母線系統において実験的に検証した。

また、発電機励磁制御系の位相余裕不足を起因とする 10Hz 程度の周波数成分が顕著となるため、これを抑制するための論理を開発した。さらに、発電機の至近端事故時に発電機励磁系の能力を最大限に引き出すため、端子電圧の低下現象を捉え、有効電力の積分値より発電機の加速エネルギーを算出し、発電機界磁電圧をシーリング電圧まで突き上げるにより励磁系の能力を最大限に活用する、過渡安定度向上論理 (v 回路) を開発し、この効果を検証した。

第 3 章の概要

第 3 章では、系統擾乱後に複雑な動揺モードが混在し、非常に長い動揺周期を持つ長距離串形 4 機無限大系統において、改良したファジィ励磁制御方式を 4 機の発電機に適用し、その安定度向上効果について実験的に検証した。ここでは、ファジィ励磁制御方式の 4 個の主要パラメータを調整することにより系統構成や発電機特性の違いに対応できるよう、時定数の大きさをオンラインで変更する回路を提案し、第 2 章で提案した制御方式に改良を加えた。

また、主要パラメータの設定の考え方を明らかとし、シミュレータの原子力機と特性の異なる火力機にも同様な考え方が適用できることを確認した。固有値感度を用いて 4 機同時に最適化したシミュレータ既設の PSS 付超速応励磁制御方式と性能を比較した結果、本制御システムは発電機台数や負荷の大きさなどが大幅に変化しても、パラメータの変更無しで大幅に限界送電電力を向上させることを明らかとした。

第 4 章の概要

第 4 章では、より一層の長距離・大電力送電により発電機の内部相差角 δ が 90 度以上になる場合に、従来形の $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS より高い長周期動揺抑制能力を持つ多入力 PSS を提案した。現用方式との適合性および現用方式からの移行性を高めるため、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS に新たに入力を加える形で、多入力 PSS を構成している。

長周期の電力動揺に対するダンピング性能に加え、電力系統の構成や潮流条件の変化に対するロバスト性をさらに高めるため、多入力 PSS には、現用の $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS の入力として無効電力 (ΔQ) と端子電圧および有効電力の変化速度 (dE_a , dP) を新たに追加した。さらに、系統事故後の過渡動揺第 1 波の安定性を高めるため、第 2 章で提案したファジィ励磁制御方式に組み込んだ v 回路を多入力 PSS にも追加した。

送電線亘長の異なる 3 つの 1 機無限大母線系統に対し、多入力 PSS を含む 3 種類の PSS 方式を適用した場合の安定度向上効果を、線形モデルによる解析および (財) 電力中央研究所の電力系統安定度解析プログラム (Y 法) によるシミュレーション計算により比較した。その結果、多入力 PSS はすべての系統、特に内部相差角差が大きな、長周期動揺が発生しやすい系統条件においても、優れたダンピング性能を発揮し、高いロバスト性を有することを明らかとした。

また、1 機無限大母線系統における多入力 PSS の定数設計の考え方を示した。

第 5 章の概要

第 5 章では、多入力 PSS をシミュレータの原子力 2 号機に導入し、1 機および 2 機無限大母線系統における多入力 PSS の効果を $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS と比較した。また、1 機無限大母線系統における多入力 PSS の制御系パラメータ設計手法の検証を行った。

さらに、Y 法によるシミュレーション結果との比較を行い、Y 法における多入力 PSS のモデルの妥当性を確認した。

第 6 章の概要

第 6 章では、多機系統における多入力 PSS の定数設定方法を示し、その効果を検証した。まず、Q を PSS の入力とする意義を述べ、定数設定方法とその根拠を示し、その手順および推奨値を示した。

実機相当のハードおよびソフトを持つ多入力 PSS の試作機を、交・直電力系統シミュレータの発電機に適用し、定数設定法の妥当性および系統安定度向上効果を、複雑な動揺モードを含む長距離串形 4 機系統において確認した。

さらに、系統安定度およびダンピング向上、系統構成や系統条件の変化に対するロバスト性について検証した。その結果、限界送電電力は $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS より 5～10 %程度増加し、ダンピングについても系統構成の変化などに対して多入力 PSS が $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS より優れていることを確認した。

第 7 章の概要

第 7 章は、結論であり、本論文の成果を総括する。

以上、本論文は長距離大電力送電系統の安定度向上のための発電機励磁制御方式を開発し、その効果を実験的に検証したものである。

第 1 章の参考文献

- [1-1] 高橋, 大山, 「21 世紀の電力・エネルギー展望と基礎技術」, 電気学会誌, 121 巻 1 号, H3(1991)年 1 月
- [1-2] 電力系統の安定度, (社) 電気協同研究会 第 34 巻 5 号, S54(1979)年 1 月
- [1-3] P. Kundur, M. Klein, G. J. Rogers, M. S. Zywno, “Application of Power System Stabilizers for Enhancement of Overall System Stability”, IEEE Trans. on Power Systems, Vol. 4, No.2, pp. 614-626, May 1989.
- [1-4] IEEE Power Engineering Society, “IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies”, IEEE Std. 421.5-1992, August 10, 1992.
- [1-5] Digital Excitation Applications Task Force of the Excitation Systems, Subcommittee, “Digital Excitation Technology – A Review of Features, Functions and Benefits”, IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 12, No. 3, pp. 255-258, September 1997.
- [1-6] 同期機励磁系の仕様と特性, 電気学会技術報告 第 536 号, H7(1995)年 2 月
- [1-7] 電力系統の安定化技術, 電気学会技術報告 (II 部) 第 238 号, S61(1986)年 12 月
- [1-8] 電気工学ハンドブック, 電気学会
- [1-9] 電力へのファジー技術の応用, 電気学会技術報告 第 625 号, H9(1997)年 4 月
- [1-10] T. Hiyama, M. Kugimiya, H. Satoh, “Advanced PID Type Power System Stabilizer”, IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol.9, No.3, September 1994
- [1-11] E. Handschin, W. Hoffmann, F. Reyer, Th. Stephanblome, U. Schlucking, D. Westermann, S. S. Ahmed, “A New Method of Excitation Control Based on Fuzzy Set Theory”, IEEE Transactions on Power Systems, Vol.9 No. 1, Feb., 1994.
- [1-12] M. A. M. Hassan, O. P. Malik, G. S. Hope, “A Fuzzy Logic Based Stabilizer for a Synchronous Machine”, IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol.6 No. 3, Feb., 1991.
- [1-13] 檜山, 藤木, 「発電機速度の比例・微分・積分情報を基にしたファジー制御による電力系統安定化装置」, 電学論誌 B, 113 巻 12 号, H5(1993)年 12 月

- [1-14] 安藤, 藤田, 檜山, 「ファジィ理論を適用した系統安定化装置の系統試験結果について」, 電気学会 全国大会 No. 1402, H10(1998)年 3 月
- [1-15] 山村, 水谷, 青木, 阿久津, 「PID 情報を用いた新型ファジィ制御による電力系統の安定化制御」, 電気学会 電力技術研究会 PE-00-55, PSE-00-60, H12(2000)年 8 月
- [1-16] 石亀, 他, 「電力系統のファジィモデルによるスライディングモード制御」, 電学論 B, 113 巻 1 号, H5(1993)年 1 月
- [1-17] 石亀, 他, 「ファジィ制御規則構成の単純化に基づく電力系統安定化制御」, 電学論 B, 113 巻 1 号, H5(1993)年 1 月
- [1-18] M. A. Iskandar, 他, 「従来の PSS とファジィ制御との協調による電力系統ハイブリッド形安定化制御手法」, 電学論 B, 133 巻 8 号, H5(1993)年 8 月
- [1-19] 千住, 宜保, 上里, 「スライディングモードの考えに基づく AVR・GOV ファジー協調制御による電力系統の安定化制御法」, 電学論 B, 114 巻 3 号, H6(1994)年 3 月
- [1-20] 郭, 田中, 長谷川, 「ファジー制御による発電機設定値変更に関する一考察」, 電学論 B, 114 巻 9 号, H6(1994)年 9 月
- [1-21] 岡部, 北野, 鈴木, 森田, 下村, 「ファジィ理論を適用した系統安定化装置の系統効果試験結果」, 電気学会電力技術研究会 PE-94-131, H6(1994)年 10 月
- [1-22] 三枝, 道上, 宮崎, 榊, 上村, 高木, 「一機対無限大母線系統における長周期電力動揺の考察」, 電力技術研究会, H5(1993), PE-93-36
- [1-23] 三枝, 道上, 真鳥, 北村, 「長周期動揺抑制用 $\Delta P + \Delta f$ 形 PSS の多機系への適用」, 電力技術研究会, H5(1993)年, PE-93-69
- [1-24] 道上, 「連系系統の長周期動揺を抑制する複数 PSS の開発と動揺モデルに関する研究」, 電気学会 論文誌 B Vol.115, p.42, H7(1995)年 1 月
- [1-25] B. Meyer, et al., “From Design to Real Time Testing: an Integrated Approach for Voltage and Speed Controllers”, 1996 CIGRE Session Papers}, Group 38, Power System Analysis and Techniques.
- [1-26] 藤田, 谷口, 松本, 「発電機出力と回転数の 2 入力形 PSS の系統動揺抑制効果」, 電力中央研究所 研究報告 T93025, H6(1994)年 3 月
- [1-27] 天野, 萬城, 「 $\Delta P + \Delta f$ 比率加算形 PSS による系統動揺抑制の検討 ～ PSS のロバスト設定～」, 電力技術研究会, H7(1995), PE-95-31
- [1-28] 天野, 渡辺, 萬城, 「Prony 解析に基づく比率加算形 PSS の自動設計」, 電力技術研究会, H8(1996), PE-96-79

- [1-29] 天野，渡辺，萬城，「ブローニー解析に基づく励磁系の同定と比率加算形 PSS の自動設計方法」，電気学会 論文誌 B Vol.118, p. 892, H10(1998)年 7/8 月
- [1-30] 吉村，内田，「多機系統ロバスト安定化のための $P + \omega$ 形 PSS 定数最適設計手法」，電気学会 論文誌 B Vol.118, p.1312, H10(1998)年 11 月
- [1-31] 山田，サナイ，北内，岩本，「最適制御理論と最小二乗法を用いた ($\Delta P + \Delta W$) 型 PSS の設計」，電気学会 全国大会 H9(1997), No. 1536
- [1-32] 須藤，他，「系統モード抑制用並列型 PSS の開発」，電気学会 論文誌 B Vol.119, p.1493, H11(1999)年 12 月
- [1-33] 船生，サナイ，岩本，「PSS 設計のためのロバスト出力フィードバック制御」，電気学会 H9 年電力・エネルギー部門大会, No. 138, H9(1997)年 7 月
- [1-34] 田口，山田，岩本，「発電機制御へのロバストゲインスケジューリング理論の適用に関する考察」，電気学会 H10 年電力・エネルギー部門大会, No. 132, H10(1998)年 8 月
- [1-35] 田口，岩本，「ロバストゲインスケジューリング理論を用いた電力系統安定化制御」，電気学会 電力技術・電力系統技術合同研究会 PE-99-35, PSE-99-32, H11(1999)年 9 月
- [1-36] 田口，岩本，「ロバストゲインスケジューリング理論による発電機制御装置の一設計法」，電気学会 H11 年全国大会, No. 1481, H11(1999)年 3 月
- [1-37] 山本，大高，岩本，「多機電力系統でのゲインスケジューリングによる発電機制御系設計」，電気学会 電力技術・電力系統技術合同研究会 PE-01-100, PSE-01-94, H13(2001)年 10 月
- [1-38] 遠藤，海谷，岩本，「 H_2/H_∞ 混合制御を用いた安定化制御装置の一設計法」，電気学会 電力・エネルギー部門大会 No. 273, H11(1999)年 8 月
- [1-39] 瓜生，他，「 H_∞ 制御を用いた分散型発電機制御による多機電力系統安定化」，電気学会 論文誌 B Vol.116, H8(1996)年 1 月
- [1-40] Komla Agbenyo Folly, Naoto Yorino, Hiroshi Sasaki, 「Synthesis of Two-Input PSS Based on the H_∞ Control Theory」，電気学会 論文誌 B Vol.118, p.699, H10(1998)年 6 月
- [1-41] K. A. Folly, K. Yoshimura, 「Assessing the Performance and Robustness of an Improved H_∞ -PSS」，電気学会 論文誌 B Vol.119, p.666, H11(1999)年 6 月

- [1-42] Adi Soeprijanto, Naoto Yorino, Hiroshi Sasaki, 「A Method for Constructing Reduced Models Effective for Designing Coordinated H_{∞} PSS's」, 電気学会 論文誌 B Vol.120, p.1474, H12(2000)年 11 月
- [1-43] 石川, 白井, 「オブザーバーを用いた H_{∞} 制御による電力システムの安定化制御」, 電気学会 電力・エネルギー部門大会 No. 109, H13(2001)年 8 月
- [1-44] 千住, 山下, 上里, 藤田, 「LMI アプローチを用いた低次元化 H_{∞} 制御器設計に関する研究」, 電気学会 全国大会 No.6-246, H14(2002)年 3 月
- [1-45] 千住, 盛島, 山下, 上里, 「 H_{∞} 励磁系コントローラの低次元化の検証」, 電気学会 全国大会 No.6-245, H14(2002)年 3 月
- [1-46] 井上, 谷口, 「適応型 PSS の基本性能の実験的検証」, 電気学会 電力・エネルギー部門大会 No. 104, H12(2000)年 8 月
- [1-47] 井上, 谷口, 「電力系統安定化のための適応型 PSS 方式の開発 (その 2) ー大幅な系統構成変化に対する適応性能の検証ー」, 電気学会 H9 年電力・エネルギー部門大会, No. 136, H9(1997)年 7 月
- [1-48] 石丸, 岡田, 横山, 「LMI に基づく長周期動揺抑制用 PSS の設計」, 電気学会 電力・エネルギー部門大会 No. 110, H12(2000)年 8 月
- [1-49] 三ツ本, 他, 「ロバスト制御理論を用いたタービンガバナ・PSS 協調制御方式の検討」, 電気学会 論文誌 B Vol.121, p.1825, H13(2001)年 12 月
- [1-50] 道上, 林, 日吉, 岡本, 「電力系統動揺波形の自動検出方式による適応形 PSS システムの構築について」, 電気学会 論文誌 B Vol.120, p.1542, H12(2000)年 12 月
- [1-51] 坂本, 横山, 川上, 西松, 「適応型 PSS の複数台設置による電力系統ダンピング向上効果」, 電気学会 電力・エネルギー部門大会 No. 107, H13(2001)年 8 月
- [1-52] 山口, 水谷, 青木, 木下, 「自動可変探索領域型高速化遺伝的アルゴリズムによる多入力 PSS の設計」, 電気学会 電力・エネルギー部門大会 No. 102, H12(2000)年 8 月
- [1-53] 田島, 瓜生, 小柳, 「多機系統における広域的 PSS の検討」, 電気学会 全国大会 No. 1479, H11(1999)年 3 月
- [1-54] 佐藤, 柳瀬, 岩本, 「電力系統安定化装置の広帯域チューニング法」, 電気学会 H9 年電力・エネルギー部門大会, No. 140, H9(1997)年 7 月
- [1-55] 海谷, 岩本, 「感度低減化問題に着目した安定化制御装置の一設計法」, 電気学会 H 全国大会, No. 1398, H10(1998)年 3 月

第2章 ファジィ理論による発電機励磁制御システムの開発

本章では，ファジィ理論^[2-1]を発電機励磁制御系に適用したファジィ励磁制御方式を開発した。この方式は，電力系統の変化に対して安定運転が維持でき，特に大擾乱時に対する安定度の一層の向上を目的として，発電機励磁制御系(AVR)の端子電圧維持機能とダンピング向上(PSS)機能を一体化したものである。

この方式を，実際の発電機特性に極めて近く模擬している回転形の模擬発電機に適用して効果を検証するため，電力中央研究所の交・直流電力系統シミュレータ^[2-2](付録5参照)に導入し，その効果を1機および2機無限大母線系統において実験的に検証した。

また，発電機励磁制御系の位相余裕不足を起因とする10Hz程度の周波数成分が顕著となるため，これを抑制するための論理を開発した。さらに，発電機の至近端事故時に発電機励磁系の能力を最大限に引き出すため，端子電圧の低下現象を捉え，有効電力の積分値より発電機の加速エネルギーを算出し，発電機界磁電圧をシーリング電圧まで突き上げることで励磁系の能力を最大限に活用する，過渡安定度向上論理(γ回路)を開発し，この効果を検証した^[2-3~2-10]。

2.1 ファジィ理論の発電機励磁系への適用^[2-3~2-10]

2.1.1 AVR機能の基本的な考え方

端子電圧と端子電圧設定値の差($E_a - E_{as}$)，および端子電圧変化速度を前件部入力の状態量とし，以下のようなファジィ制御規則で励磁機器への指令値を決定する。このような制御をすることにより，端子電圧設定値に対してオーバシュートの少ない制御が期待される。

【ファジィ制御規則】

IF $E_a - E_{as} = NS$ AND $dE_a/dt = NS$ THEN $\Delta E_f = PB$

IF $E_a - E_{as} = ZE$ AND $dE_a/dt = NS$ THEN $\Delta E_f = PB$

IF $E_a - E_{as} = PS$ AND $dE_a/dt = NS$ THEN $\Delta E_f = PB$

:

:


ファジィ制御規則をまとめて表2-1に示す。

表 2-1 励磁機器への指令値 ΔE_f を決定するための基本的な考え方

Table 2-1 Control Output ΔE_f for Excitation Equipment

A V R		端子電圧変化速度				
機能		NB	NS	ZE	PS	PB
端子電圧 — 端子設定電圧	NB	PB			PS	ZE
	NS			PS	ZE	NS
	ZE		PS	ZE	NS	
	PS	PS	ZE	NS	NB	
	PB	ZE	NS			

P S S		有効電力変化速度				
機能		NB	NS	ZE	PS	PB
有効電力偏差	NB	PB			PS	ZE
	NS			PS	ZE	NS
	ZE		PS	ZE	NS	
	PS	PS	ZE	NS	NB	
	PB	ZE	NS			

(注)  は、現用励磁制御方式の機能を表す。

NB : Negative Big, NS : Negative Small, ZE : nearly equal ZEro

PS : Positive Small, PB : Positive Big

2.1.2 PSS 機能の基本的な考え方

有効電力偏差 (ΔP) および有効電力変化速度 (dP/dt) を前件部入力とし、表 2-1 に示す制御規則で励磁機器への指令値を決定する。現用の PSS の出力信号は、AVR の補助信号として端子電圧設定値 E_{as} に付加されるが、本方式では PSS は AVR と並列に付加され、励磁機器への指令値を決定する。

上述の基本的な考え方では、制御入力 1 つにつき、メンバシップ関数 5 個 (NB, NS, ZE, PS, PB) を用いて説明したが、実際には三角形のメンバシップ関数を用いたので、NB (負で大きい) と PB (正で大きい) の 2 個のメンバシップ関数を用いて表現できる。

実際のファジィ制御系の構成にあたっては、メンバシップ関数を用いて表 2-1 の AVR 機能および PSS 機能を組合せ、各機能のゲインなどを発電機の出力状態により変化させることにより、幅広い適用性を発揮できるように考慮した。

2.1.3 ファジィ励磁制御システムの具体化

上述の論理を交・直流電力系統シミュレータ (以下、シミュレータ) の発電機に適用したファジィ励磁制御システムの概要図を図 2.1 に示す。本システムは、三相電圧・電流を処理し、上述の論理演算後に指令値 (ΔE_f) を出力するファジィ励磁制御系、ならびに既設のサイリスタ励磁機器部から構成される。ファジィ励

磁制御系の構成を図 2.2 に示す。

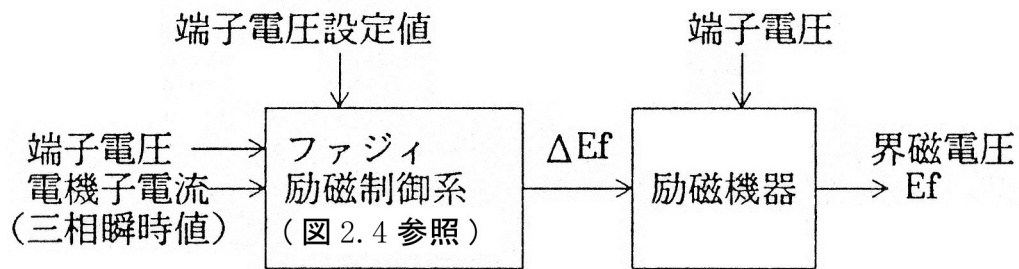


図 2.1 ファジィ励磁制御システム概要図

Fig. 2.1 Outline of Fuzzy Excitation Control System (FECS)

上述の論理による基本制御方式をもとに構築したシステムによる予備試験では、発電機諸量の同期化力振動のダンピングは極めて改善されたが、10Hz 程度の高周波成分の振動が重畳された。図 2.3 にこの高周波成分を含んだ試験結果例を示す。

これは、文献[1]の基本制御方式では考慮していなかった発電機の軸ねじれ振動成分、および発電機の瞬時電圧波形が完全な正弦波ではないことから実効値に含まれている微小な脈動が、端子電圧の変化速度 (dE_a/dt) を制御系に取り入れることで電圧制御系の位相余裕が不足したために、現れてきたことが主な原因であると考えられる。平滑フィルタ等を用いればこの振動成分は除去されるが、フィルタによる位相遅れにより、同期化力振動のダンピングを悪化させるため、通常のフィルタ以外の方法でこの高周波振動を除去することを考えた。

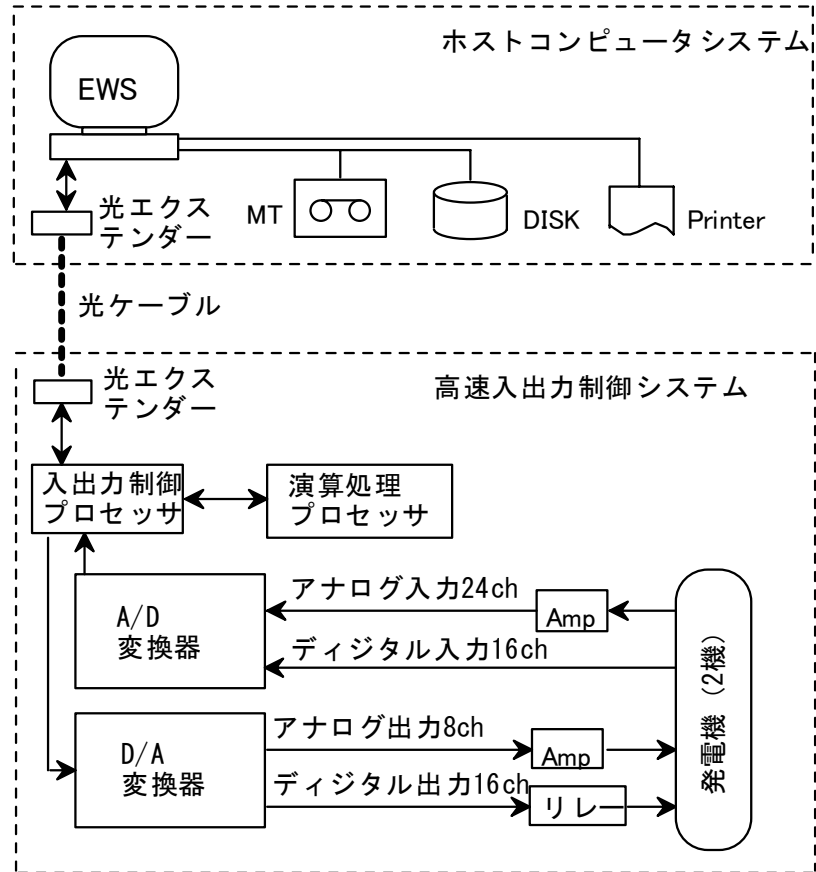


図 2.2 ファジィ励磁制御系の構成図

Fig. 2.2 Configuration of Fuzzy Excitation Control System

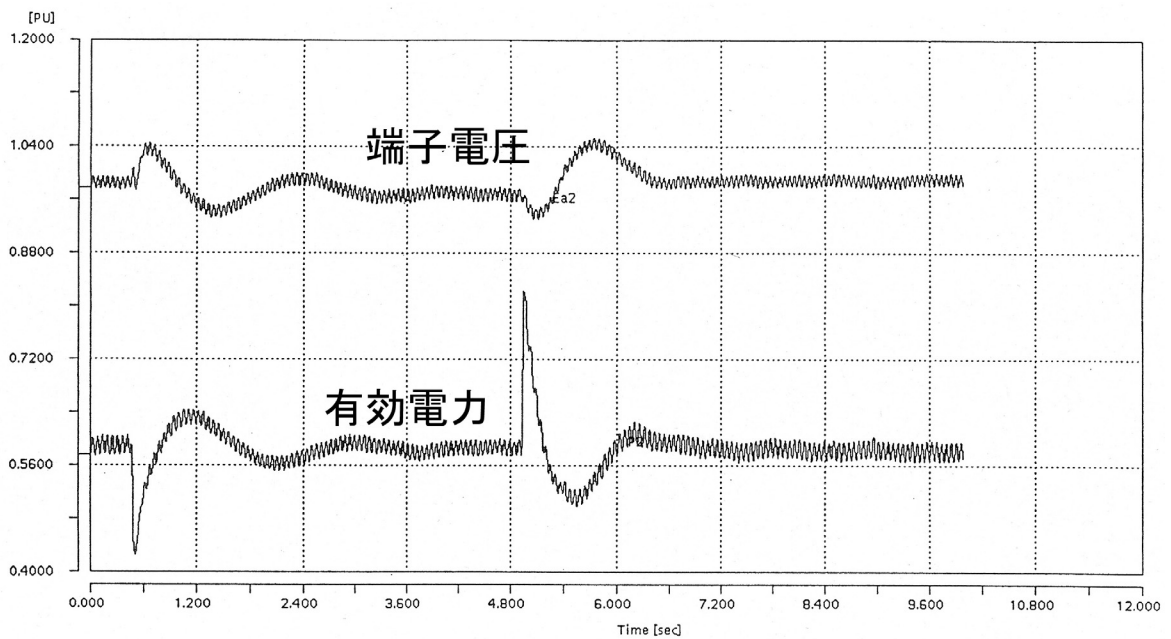


図 2.3 高周波振動が含まれた試験結果例

Fig 2.3 Testing Result with High-Frequency Oscillation

2.1.4 ファジィ励磁制御系の機能向上

(1) 高周波振動抑制論理

1 機無限大母線系統の X_d' 背後電圧一定モデルにおいて、有効電力 P は、次式で表される。

$$P = \frac{E V}{X_d' + X_e} \sin \delta \quad (2.1) \text{式}$$

ここで、 E : 発電機内部電圧

V : 無限大母線電圧 (一定と仮定)

δ : 内部相差角

X_d' : 発電機 D 軸過渡リアクタンス

X_e : 外部系統のリアクタンス (含む昇圧トランス分)

高周波振動成分に起因する内部相差角の変動は非常に小さいことから、(2.1) 式より端子電圧の変化速度 (dE_a/dt) に現れるこの振動は、有効電力の変化速度 (dP/dt) にもほぼ同位相で現れる。そこで、 dE_a/dt から

$$dP/dt \times (\text{約 } 0.1 \text{ 秒間の } dE_a/dt \text{ の振幅}) \div (\text{約 } 0.1 \text{ 秒間の } dP/dt \text{ の振幅})$$

を引くことにより、この高周波成分を抑制する論理を開発した。具体的には、端子電圧変化速度に含まれる周波数の高い振動成分と同じ振幅になるようなゲイン α (図 2.4(b), 表 2.2 参照) を有効電力変化速度に乘じ、これを端子電圧変化速度から減じることによって、この高周波振動成分を抑制する。

(2) 過渡安定度向上論理 (ν 回路)

短絡事故後の過渡安定度を改善するために、端子電圧 E_a の低下幅から系統事故を推定し、その際、発電機の加速エネルギーに対応する有効電力偏差 (ΔP) の積分値がある値以下の場合、界磁電圧を正の方向に突き上げることにより、励磁制御機器の能力を最大に利用して、過渡安定度を改善する論理を開発した (図 2.4(b), 表 2.2 の ν 参照)。

図 2.4(a) (b) に実際の制御演算に用いたファジィ励磁制御系を示す。図中の g_1 , g_2 はそれぞれ前件部入力である端子電圧変化速度、有効電力偏差に対する重みである。図 2.4(a) (b) の各変数ならびにその出力の動作内容と特徴について表 2.2 に示す。また、後件部については、それぞれの入力 ($U_1 \sim U_4$) に対する適合度の一次結合をとった最も単純な形とし、発電機の運転状態に対応した表 2.2 に示す補

正係数を乗じたものとした。すなわち，図 2.4(b)の後件部の式において，括弧内の第 1 項(PB1)および 4 項(NB1)は端子電圧に比例した成分であり，他の成分にはそれぞれ補正係数がかかり，最後に上述した短絡事故除去後の過渡安定度を改善するための項を加算する。

なお，図 2.4 中の g_1 ， g_2 は，無負荷および定格運転点において定常的に不安定にならない範囲の中で少し大きめの値を用い，それぞれ経験的に 0.3，1.2 とした。 g_1 を大きくすると端子電圧変動の， g_2 を大きくすると有効電力変動のダンピングを増加させることができる。

図 2.5 に図 2.4(a) (b)のファジィ励磁制御系をブロック図の形で表現した図を示す。

【前件部】

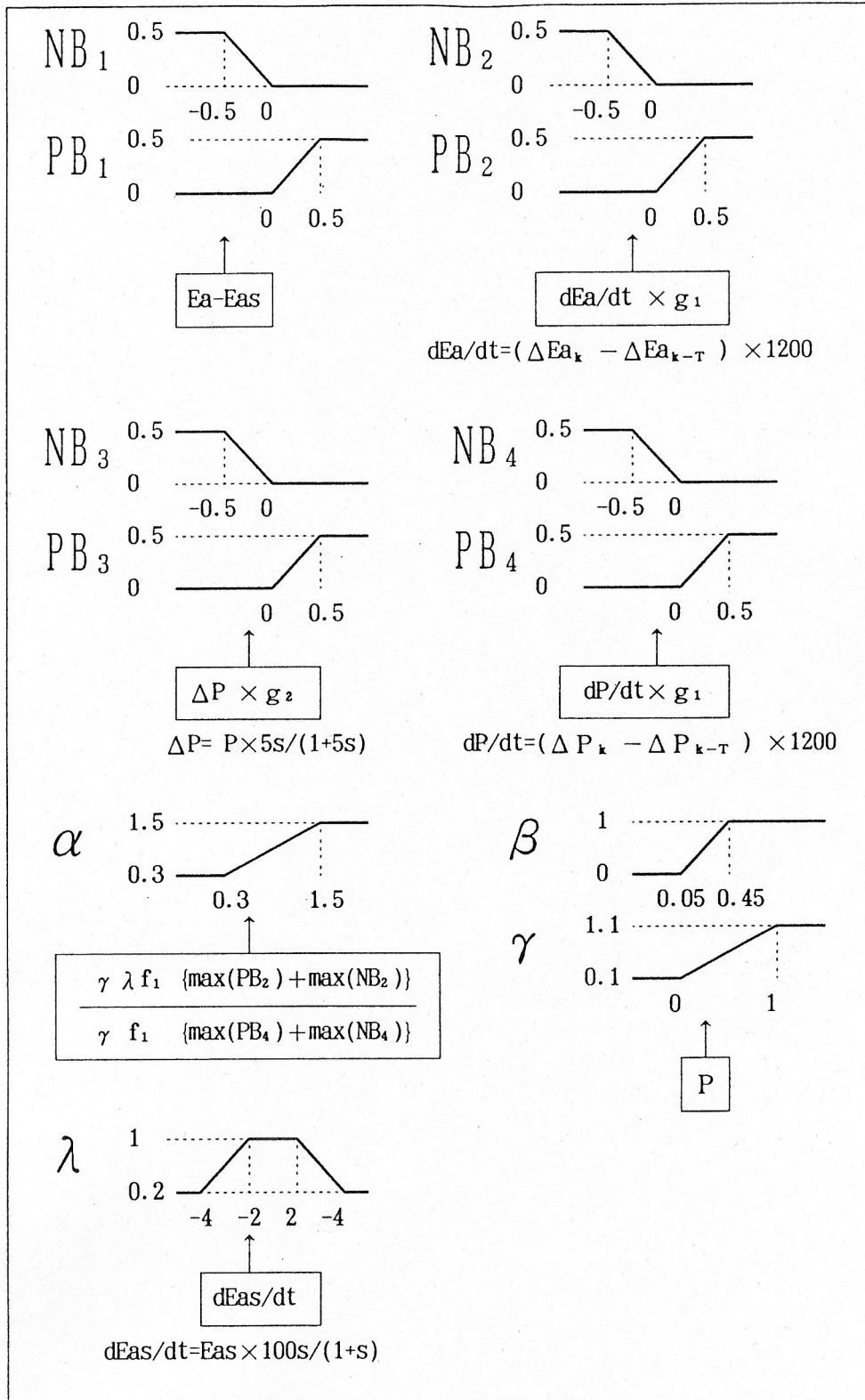


図 2.4(a) ファジィ励磁制御系 ($g_1 = 0.3$, $g_2 = 1.2$, $Gain = 70$)

Fig. 2.4(a) Fuzzy Excitation Control System

【後件部】

$$\begin{aligned} \Delta E_f = & -\text{Gain} [PB_1 + \beta \lambda PB_3 + (\gamma \lambda f_1 PB_2 - \gamma \alpha f_1 f_2 PB_4) f_2 \\ & - \{ NB_1 + \beta \lambda NB_3 + (\gamma \lambda f_1 NB_2 - \gamma \alpha f_1 f_2 NB_4) f_2 \} \\ & + \nu] \end{aligned}$$

【 ν の計算方法】

- (1) もし $(E_a - E_{as}) \leq -0.2$ ならば、『短絡事故が発生』と判断し、 ΔP を加算していく。
- (2) 「短絡事故が発生」と判断中に、
もし $(E_a - E_{as}) > -0.2$ かつ $\Delta P > -0.2$ ならば、
『短絡事故が除去された』と判断する。
- (3) 「短絡事故が除去された」と判断した後に、
もし $(E_a - E_{as}) < 0.2$ かつ ΔP の加算値 < -20 ならば、
 $\nu = -0.5$ とし、それ以外は、 $\nu = 0$ とする。

ただし、

$$f_1 = (1 + 0.02s)^{-1}, \quad f_2 = (1 + 0.1s)^{-1}$$

$$s = \frac{2(1-z^{-1})}{T(1+z^{-1})} \quad \left[\begin{array}{l} \text{双一次変換を用い} \\ \text{ディジタル計算を行う} \end{array} \right]$$

T : 計算刻み(1/1200 秒) , z^{-1} : T 秒間の遅延

$k, k-T$: 現在時刻および T 秒前

$\max(\)$: 1号機は、現在時刻までの0.12秒間の最大値,
2号機は、現在時刻までの0.08秒間の最大値

(注) 発電機2台を並列させる場合は、横流補償として、各発電機の E_a に
 $0.15\alpha\beta f_2 \times (\text{自機の無効電力} - \text{他機の無効電力})$
を加算する。

図 2.4(b) ファジィ励磁制御系

Fig. 2.4(b) Fuzzy Excitation Control System

表 2.2 各変数の動作内容および特徴

Table 2.2 Behavior and Characteristic of Each Variable

変数名	各変数の動作内容および特徴
E_a	<ul style="list-style-type: none"> 端子電圧E_aは、1.2kHzでサンプリングした三相瞬時電圧より、2値加算法を用いて各相電圧の実効値を求め三相で平均し、20msec間の平均をとる。
dE_a/dt	<ul style="list-style-type: none"> 端子電圧変化速度dE_a/dtは、端子電圧E_aの1サンプリング(1/1200秒)前の値との差分をとり1200倍する
P	<ul style="list-style-type: none"> 有効電力Pは、三相瞬時電圧・電流より、直角2サンプリング演算法を用いて各相電力の実効値を求め、三相分を加算し、20msec間の平均をとる。
ΔP	<ul style="list-style-type: none"> 有効電力偏差ΔPは、有効電力Pを不完全微分する。
dP/dt	<ul style="list-style-type: none"> 有効電力変化速度dP/dtは、有効電力偏差ΔPの1サンプリング前の値との差分をとり1200倍する。
dE_{as}/dt	<ul style="list-style-type: none"> 端子電圧設定値変化速度dE_{as}/dtは、端子電圧設定値E_{as}を不完全微分する。
$NB_1 PB_1$	<ul style="list-style-type: none"> 端子電圧設定値E_{as}と端子電圧E_aの差$E_a - E_{as}$と『負で大きい』、『正で大きい』との適応度。
$NB_2 PB_2$	<ul style="list-style-type: none"> 端子電圧変化速度dE_a/dtと『負で大きい』、『正で大きい』との適応度
$NB_3 PB_3$	<ul style="list-style-type: none"> 有効電力偏差ΔPと『負で大きい』、『正で大きい』との適応度。
$NB_4 PB_4$	<ul style="list-style-type: none"> 有効電力変化速度dP/dtと『負で大きい』、『正で大きい』との適応度
α	<ul style="list-style-type: none"> 端子電圧変化速度dE_a/dtと有効電力変化速度dP/dtの両方に含まれる約0.1秒周期以下の成分（主に軸ねじれ振動に起因）を相殺するためのゲイン。
β	<ul style="list-style-type: none"> 有効電力Pが定格の1/2以下の時、Pに対するゲインを下げ、端子電圧E_aの制御性の向上を図る。 発電機負荷遮断時の電圧上昇を抑制する。
γ	<ul style="list-style-type: none"> 有効電力Pが小さいほど、端子電圧変化速度dE_a/dtに対するゲインを下げる。 軽負荷時の電圧制御の安定性を向上させる。
λ	<ul style="list-style-type: none"> 端子電圧のステップ応答時の安定性を向上させるために有効電力Pおよび端子電圧変化速度dE_a/dtに対するゲインを下げる。
ν	<ul style="list-style-type: none"> 端子電圧の大きさにより系統事故を判断し、系統短絡事故中の有効電力偏差ΔPの合計が-20 [PU]以下の時に励磁電圧を突き上げるにより発電機の加速エネルギーをより速く放出する。
f_1	<ul style="list-style-type: none"> ノイズ等を除去するためのフィルタ（時定数0.02秒の一次遅れ要素）
f_2	<ul style="list-style-type: none"> ノイズ等を除去するためのフィルタ（時定数0.1秒の一次遅れ要素）

2.2 交・直流電力系統シミュレータによる検証

需要地より遠方に位置する発電所にファジィ励磁制御システムを適用した場合の安定度向上効果を、シミュレータ既設の PSS 付超速応励磁方式(現用方式)と比較して検証した。

2.2.1 試験条件

以下に試験条件を示す。

- (1) 試験系統を図 2.6 に示す。
- (2) 比較に用いた 1, 2 号原子力機の定数を表 2.3 に示す。
- (3) 現用方式(シミュレータ既設)の励磁制御系の構成図を図 2.7 に示す。
- (4) 図 2.1, 図 2.7 の励磁機器部は、自励式サイリスタ形超速応励磁系の一部である。その遅れを一次遅れの特性で表現すると時定数は約 0.2 秒である。また、励磁系シーリング(頂上)電圧は無負荷定格電圧時の界磁電圧を 1.0 pu とした場合, 7.6 pu である。
- (5) 試験ケースを表 2.4 に示す。想定した系統擾乱は 2 回線のうちの 1 回線開放のみ(3L0)と 1 回線三相地絡事故, 4 サイクル後に事故除去, 再閉路なし(3LG-0)である。
- (6) 試験の全ケースとも, 発電機出力は 5 kW 刻みで増加させ安定判別を行う。ケース 3~5 では, 2 機の発電機は同出力とする。

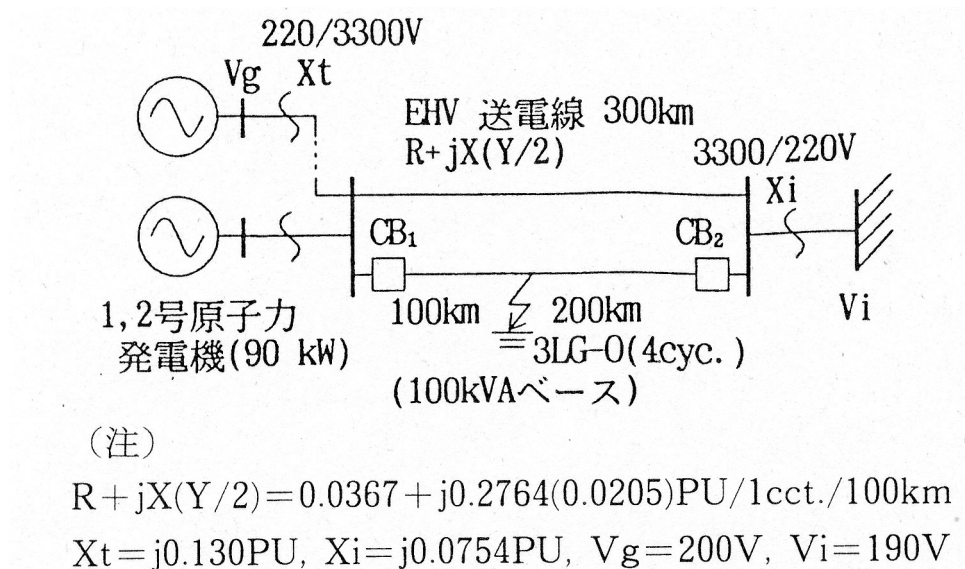


図 2.6 交・直流電力系統シミュレータにおける試験系統

Fig. 2.6 Experimental System on CRIEPI's Simulator

表 2.3 1, 2 号原子力機の定数
Table 2.3 Constants of Generators

容量	100 kVA	軸ねじり固有振動数および減衰時定数		
力率	0.9			
慣性	8.05 秒			
X_d	1.86 (1.78)		1 号機	2 号機
X_d'	0.44 (0.43)	1 次	15.63 Hz (11 秒)	22~24Hz
X_d''	0.37 (0.37)	2 次	23.50 Hz (8.2秒)	35~40Hz
T_{do}'	3.1 秒	3 次	36.13 Hz (12 秒)	—————
T_{do}''	0.056 秒	4 次	45.63 Hz (9.5秒)	—————
T_d'	0.5 秒			
T_d''	0.048 秒			
T_a	0.29 秒			

- (注) ・単位は自己 kVA ベースの P U 値,
 ・ () 内は飽和値
 ・ 2 号機の固有振動数は, 設計仕様値

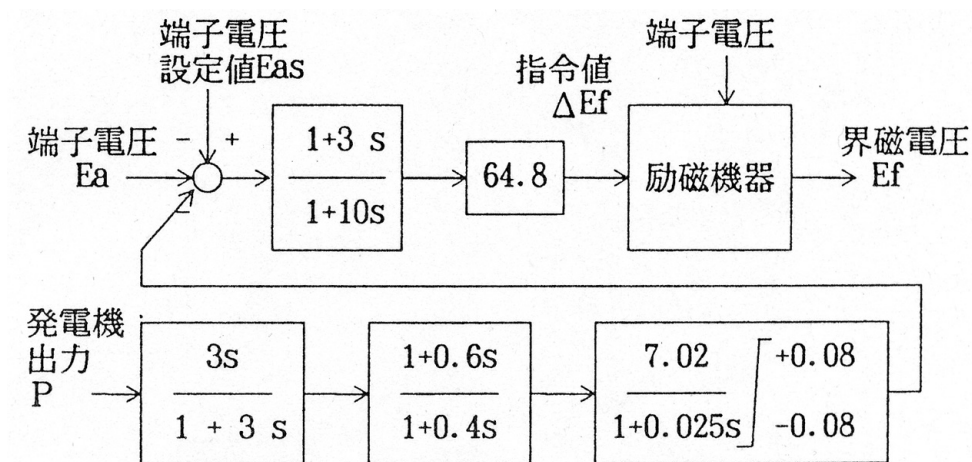


図 2.7 超速応励磁制御系ブロック図 (シミュレータ既設)

Fig. 2.7 Quick Response Type Excitation Control System with PSS

表 2.4 試験ケース
Table 2.4 Experimental Cases

試験 系統	励磁制御系		系統擾乱条件		送電線 亘長	試 験 の 目 的
	Gen. #1 (*1)	Gen. #2 (*1)	1 回線 3L0	1 回線 3LG-0 (4cyc.)		
1 機 系統	FEC		Case 1-a	Case 1-b	300 km	1 機無限大母線系統における，系統 擾乱に対する挙動の確認および本方 式と現用方式の性能比較
	Conv		Case 2-a	Case 2-b		
2 機 系統	FEC	FEC	Case 3-a	Case 3-b		2 機無限大母線系統における，系統 擾乱に対する挙動の確認と本方式と 現用方式の性能，および本方式と現 用方式の並列運転時の挙動の確認
	FEC	Conv	Case 4-a	Case 4-b		
	Conv	Conv	Case 5-a	Case 5-b		

(注) FEC : ファジィ励磁制御システム

Conv : 既設の P S S 付超速応励磁方式 (現用方式)

2.2.2 試験結果

(1) 1機無限大母線系統（ケース 1, 2）

1 機無限大母線系統における試験結果を表 2.5 に示す。表 2.5 より、本方式を適用した発電機の安定限界送電電力は、3L0, 3LG-0 のいずれの場合においても、現用方式の場合に比べ約 1.5 倍に達した。

図 2.8 に出力 65 kW, 3LG-0 時の本方式(Case 1-b)と、現用方式(Case 2-b)の有効電力および端子電圧の試験波形の比較を示す。現用方式では事故後振動発散しているのに対して、本方式では動揺は速やかに収束している。図 2.9 に 3LG-0 時の本方式での安定限界送電電力である、出力 85 kW での試験波形を示す。過渡安定度向上論理（ ν 回路）が事故除去後に有効電力出力を大幅に増加させ、発電機の加速エネルギーを放出することにより、安定かつ迅速に動揺を抑制している。

出力を更に 90 kW まで増加した場合には、発電機は事故後脱調に至る。その脱調形態は、事故除去後に励磁電圧を頂上電圧まで突き上げ続けた状態での 1 波脱調であることから、本方式では励磁系の頂上電圧を有効に活用していることが示されている。本方式の特長である動揺抑制効果と安定限界送電電力の向上効果は、3L0 時にも上述の 3LG-0 時とほぼ同様の結果が得られている。

表 2.5 1 機無限大母線系統における試験結果

Table 2.5 Experimental Results on 1-machine to Infinite Bus System

Case No.	励磁制御系	系統擾乱条件	有効電力出力[kW]								
			50	55	60	65	70	75	80	85	90
1-a	FEC	3L0	○	○	○	○	○	○	○	○	○
2-a	Conv		○	○	△	▲					
1-b	FEC	3LG-0	○	○	○	○	○	○	○	○	1 波
2-b	Conv		○	○	△	▲					

(凡例) ○：安定 △：振動発散 ▲：振動発散 1 波：1 波脱調

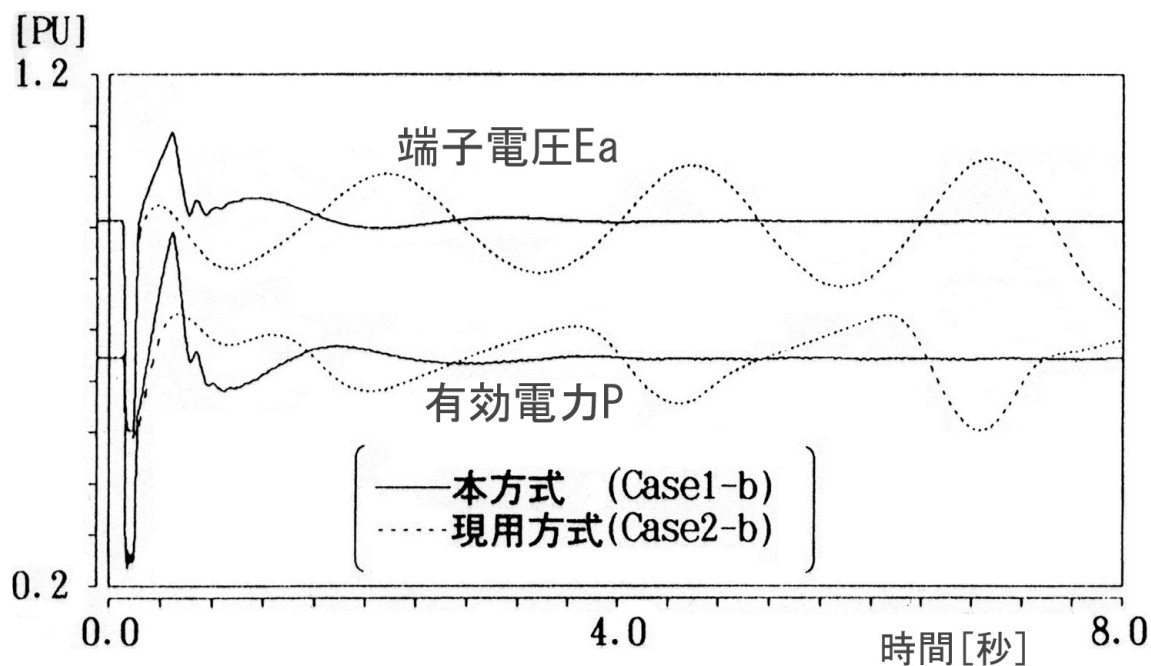


図 2.8 1 機無限大母線系統における本方式と現用方式の試験結果の比較
(3LG-0 時, 出力 65 kW, Case 1-b および Case 2-b)

Fig. 2.8 Testing Results Compared between
Fuzzy and Conventional Excitation Control

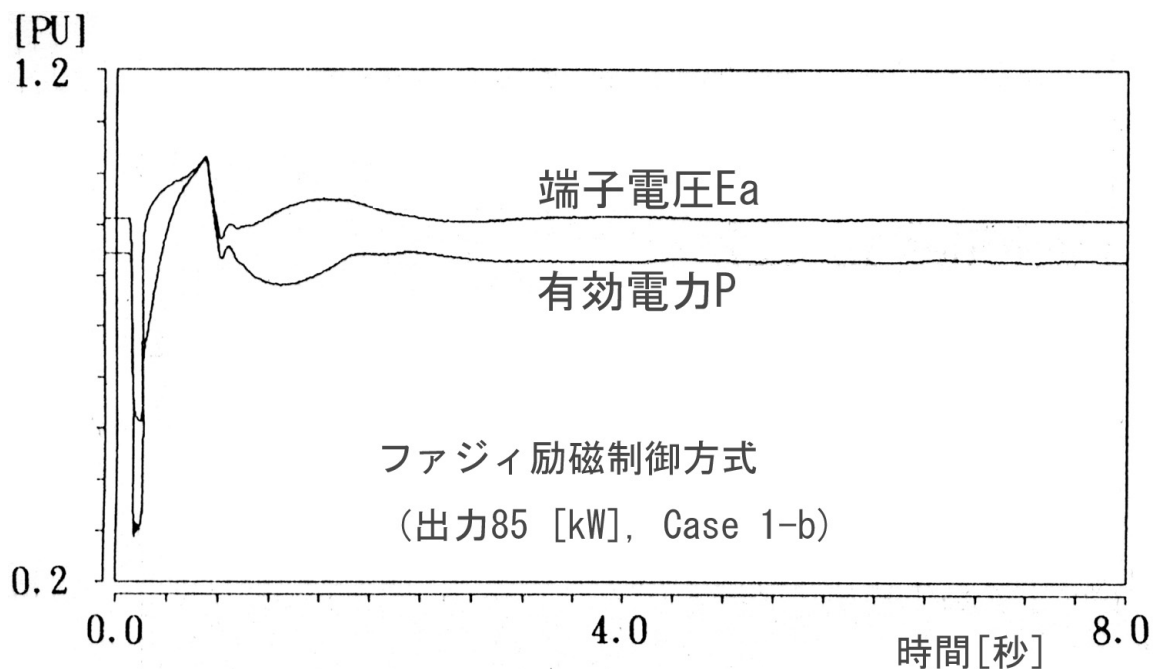


図 2.9 1 機無限大母線系統における本方式の試験結果
(3LG-0 時, 出力 85 kW, Case 1-b)

Fig. 2.9 Testing Results of the Fuzzy Excitation Control

(2) 2機無限大母線系統（ケース3～5）

2機無限大母線系統での試験結果を表2.6に示す。表2.6より、本方式を適用した発電機の数を増加させるにつれて安定限界送電電力が増加していることがわかる。

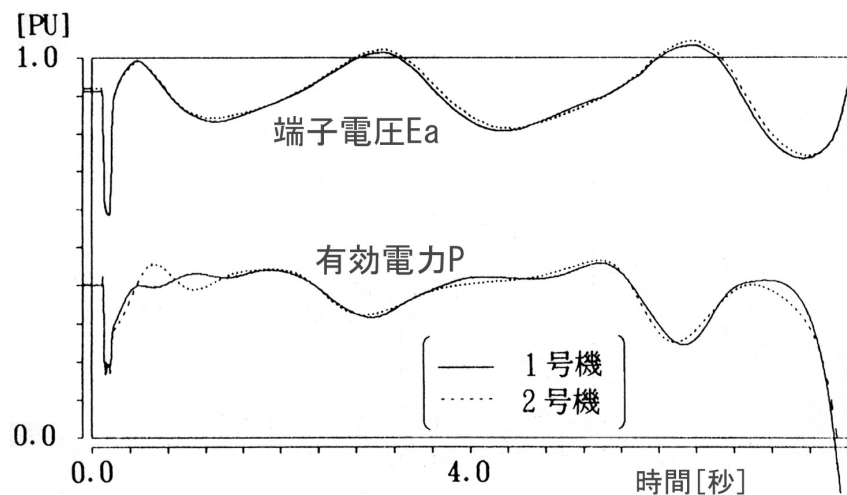
図2.10に2機の発電機の励磁系の組合せが異なる場合(40kW+40kW, 3LG-0)の、有効電力および端子電圧の試験波形を示す。これらの結果から、動揺の減衰に対する効果も、本方式適用の発電機数の増加に伴い、大きくなることが明らかである。なお、1機無限大母線系統の場合と同様、3L0時についても、同様の結果が得られている。

表 2.6 2機無限大母線系統における試験結果

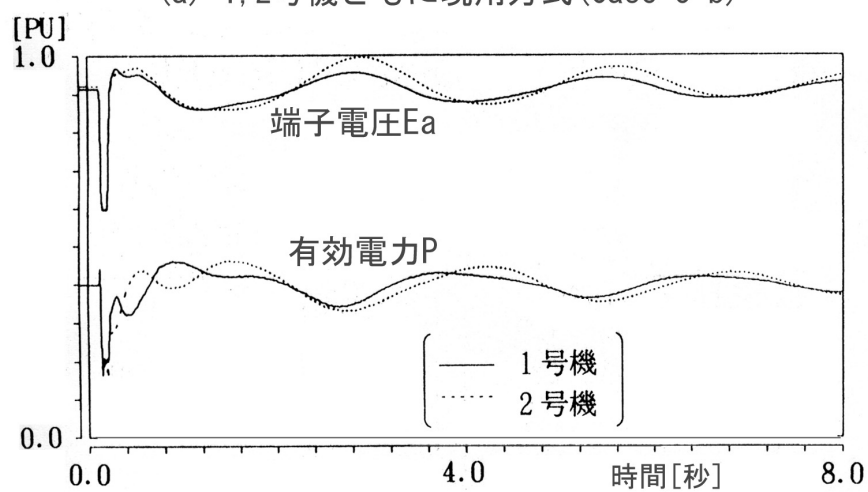
Table 2.6 Experimental Results on 2-machine to Infinite Bus System

Case No.	励磁制御系		系統擾乱 条件	有効電力出力[kW]（2機合計）				
	1号	2号		60	70	80	90	100
3-a	FEC	FEC	3L0	○	○	○	○	1波
4-a	FEC	Conv		○	○	○	1波	
5-a	Conv	Conv		○	▲	2波		
3-b	FEC	FEC	3LG-0	○	○	○	○	1波
4-b	FEC	Conv		○	○	○	○	1波
5-b	Conv	Conv		○	△	3波		

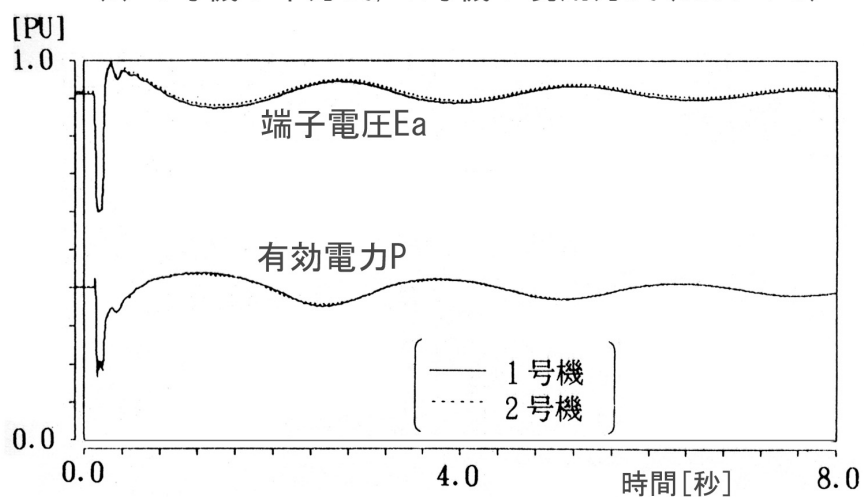
(凡例) ○：安定 △：振動発散 ▲：振動発散 n波：n波脱調



(a) 1, 2号機ともに現用方式 (Case 5-b)



(b) 1号機：本方式，2号機：現用方式 (Case 4-b)



(a) 1, 2号機ともに本方式 (Case 3-b)

図 2.10 2 機無限大母線系統における本方式と現用方式の試験結果の比較
(3LG-0 時，出力 40 kW + 40 kW)

Fig. 2.10 Testing Results Compared between
Fuzzy and Conventional Excitation Control

2.3 第2章の結論

電力系統の構成や運転状態が変化した場合にも、安定運転が維持でき、送電可能電力の向上が図れる方式として、専門家の経験を活かすことのできるファジィ理論を適用し、AVR 機能および PSS 機能を合わせ持つ励磁制御方式を開発した。

これにより、ファジィ理論を用いた発電機励磁制御システムを開発し、実際の発電機特性を模擬している（財）電力中央研究所の交・直流電力系統シミュレータの原子力 1, 2 号機に設置した。計算機シミュレーションにより事前検討を行った論理をそのまま組み込んだ予備試験では、シミュレーションで予想されたように、動揺の減衰は極めて改善された。しかし、発電機の軸ねじれ振動に起因すると考えられる高い周波数成分が動揺成分に顕著に重畳された。この高周波数成分を抑制する理論とともに、過渡安定度をより一層向上させる論理を開発・付加した。

ファジィ励磁制御システムによる安定度向上効果を検証するために、送電線亘長 300 km の 1 機および 2 機無限大母線系統において各種系統擾乱を加えた試験を実施した。また、2 機系の場合には、ファジィ励磁制御方式の適用発電機台数を変化させて試験を実施し、シミュレータ既設の PSS 付超速応励磁制御方式とその性能を比較した。

試験の結果、開発したファジィ励磁制御システムは、安定度の向上効果に関して、既設の PSS 付超速応励磁制御方式より優れていること、すなわち、より大きな安定限界送電電力を与え、かつ動揺の減衰に優れていることが確認された。

第 2 章の参考文献

- [2-1] 電力へのファジー技術の応用，電気学会技術報告 第 625 号，H9(1997) 年 4 月
- [2-2] 町田，他：「交流・直流電力系統シミュレータの開発」，電中研総合報告，No.117，S59(1984)年
- [2-3] 北内，谷口，「ファジィ理論による発電機励磁制御システムの開発」，電学論 B，113 巻 1 号，H5(1993)年 1 月
- [2-4] 北内，谷口，「ファジィ理論による発電機励磁制御方式－基本論理の開発－」，電力中央研究所 研究報告 T90020，H3(1991)年 3 月
- [2-5] 北内，谷口，「ファジィ理論による発電機励磁制御方式の基本論理の開発」，電気学会電力・エネルギー部門大会論文 I ， No.17 ， H3(1991)
- [2-6] 北内，谷口，「ファジィ理論による発電機励磁制御システムの開発」，電力中央研究所 研究報告 T92002 ， H4(1992)年 7 月
- [2-7] 北内，熊野，谷口，「ファジィ理論を用いた発電機励磁制御システムの実験的検証」，電気学会電力技術研究会 PE-92-84，H4(1992)，
- [2-8] 北内，熊野，谷口，「ファジィ理論を用いた発電機励磁制御システムの開発」，計測技術，Vol. 21，No.2，H5(1993)年 2 月
- [2-9] 北内，熊野，谷口，「発電機安定運転へのファジィ制御の適用」，計装，Vol. 36，No.5，H5(1993)年 5 月
- [2-10] 北内，谷口，「ファジィ理論を用いた発電機励磁制御」，計測と制御，第 34 巻，第 8 号，H7(1995)年 8 月

第 3 章 ファジィ発電機励磁制御システムの 長距離串形系統における安定度向上効果

本章では，系統擾乱後に複雑な動揺モードが混在し，非常に長い動揺周期を持つ長距離串形 4 機無限大系統において，改良したファジィ励磁制御方式を 4 機の発電機に適用し，その安定度向上効果について実験的に検証した。ここでは，ファジィ励磁制御方式の 4 個の主要パラメータを調整することにより系統構成や発電機特性の違いに対応できるよう，時定数の大きさをオンラインで変更する回路を開発し，第 2 章で提案した制御方式に改良を加えた。

また，主要パラメータの設定の考え方を明らかとし，交・直流電力系統シミュレータ（付録 5 参照）の原子力機と特性の異なる火力機にも同様な考え方が適用できることを確認した。固有値感度を用いて 4 機同時に最適化したシミュレータ既設の PSS 付超速応励磁制御方式と性能比較した結果，本制御システムは発電機台数や負荷の大きさなどが大幅に変化しても，パラメータの変更無しで 20 % 以上限界送電電力を向上させることを明らかとした。

3.1 ファジィ励磁制御システム^[3-1~3-5]

3.1.1 ファジィ励磁制御システムの構成

ファジィ励磁制御系を電力中央研究所の交・直流電力系統シミュレータの回転形模擬発電機である火力 2，3 号機に導入した。第 2 章で述べた原子力 1，2 号機と合わせて，合計 4 機の発電機をファジィ励磁制御系により制御可能とした。

3.1.2 ファジィ制御規則

端子電圧 E_a ，端子電圧変化速度 dE_a/dt ，端子電圧設定値 E_{as} ，有効電力出力 P および有効電力出力偏差 ΔP を入力とし，ファジィ制御規則により，界磁電圧設定値偏差 ΔE_f （励磁機器への指令値）を決定する。

基本的なファジィ制御規則を以下に示す。

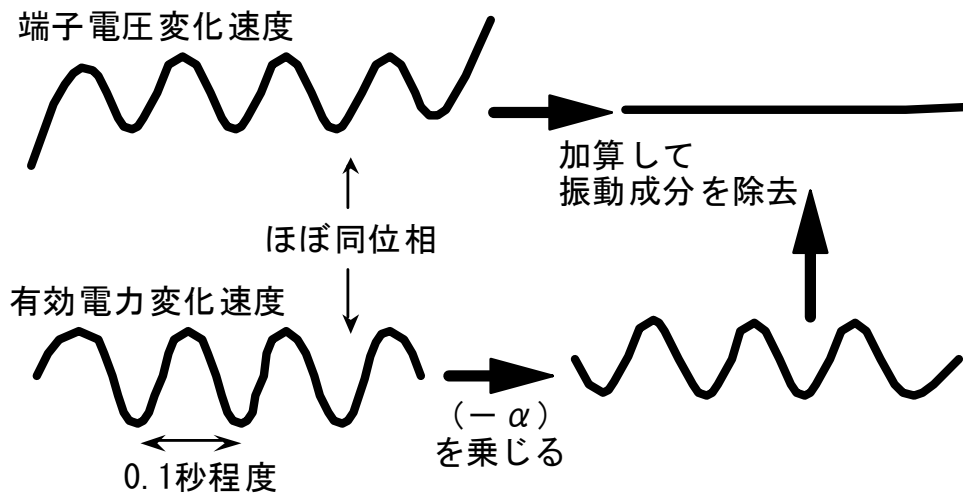
【ファジィ制御規則】

- (1a) もし、「端子電圧と端子電圧設定値の差が正で大きい」
ならば、「界磁電圧設定値偏差を負で大きく」する。
- (1b) もし、「端子電圧 E_a と端子電圧設定値の差が負で大きい」
ならば、「界磁電圧設定値偏差を正で大きく」する。
- (2a) もし、「端子電圧変化速度が正で大きい」かつ「有効電力出力が大きい」かつ
「端子電圧設定値変化速度の絶対値が大きくない」
ならば、「界磁電圧設定値偏差を負で大きく」する。
- (2b) もし、「端子電圧変化速度が負で大きい」かつ「有効電力出力が大きい」かつ
「端子電圧設定値変化速度の絶対値が大きくない」
ならば、「界磁電圧設定値偏差を正で大きく」する。
- (3a) もし、「有効電力出力偏差が正で大きい」かつ「有効電力出力が $0.05[\text{pu}]$ 以上」
かつ「端子電圧設定値変化速度の絶対値が大きくない」
ならば、「界磁電圧設定値偏差を負で大きく」する。
- (3b) もし、「有効電力出力偏差が負で大きい」かつ「有効電力出力が $0.05[\text{pu}]$ 以上」
かつ「端子電圧設定値変化速度の絶対値が大きくない」
ならば、「界磁電圧設定値偏差を正で大きく」する。

3.1.3 高周波振動抑制論理

第 2 章において開発した高周波振動抑制論理を、火力 2, 3 号機に対しても適応した。発電機の内部相差角が 0.1 秒程度の間はほとんど変化しないため、この周波数の高い振動成分は、端子電圧変化速度とほぼ同位相で有効電力変化速度にも現れる。これを利用して端子電圧変化速度に含まれる周波数の高い振動成分と同じ振幅になるようなゲイン α (図 3.1, 図 3.2, 表 3.1 参照) を有効電力変化速度に乘じ、これを端子電圧変化速度から減じることによって、この高周波振動成分を抑制する。

端子電圧変化速度と有効電力変化速度の t 秒前から現時点までの最大・最小値を求め、(最大値- 最小値) をそれぞれの振幅として α を求めている。この最大・最小値を計算する時間範囲 t [sec] は、制御対象発電機の端子電圧変化速度に含まれる 0.1 秒前後の高周波振動の周期とした。この論理の概略を図 3.1 に示す。



$$\alpha = \frac{t \text{ 秒前から現時点までの間の端子電圧変化速度の振幅}}{t \text{ 秒前から現時点までの間の有効電力変化速度の振幅}}$$

原子力1号機	: t = 0.1175 [秒]
原子力2号機	: t = 0.08 [秒]
火力2号機	: t = 0.08 [秒]
火力3号機	: t = 0.125 [秒]

図 3.1 高周波振動抑制論理

Fig. 3.1 Suppression of High Frequency Oscillation

3.1.4 長距離串形 4 機系統用ファジィ励磁制御系

長距離串形 4 機無限大母線系統においても十分な安定度向上効果を発揮させるために、第 2 章で開発した制御方式に以下のような改良を加えた。

(1) 1 機無限大母線系統においては、発電機は有効電力を互いにやり取りすることは無かった。しかしながら、複雑な動揺モードを有し、発電機相互に有効電力の授受をおこなう長距離串形 4 機系統では、ファジィ励磁制御系が敏感に動作し過ぎることがある。そこで、有効電力の大きさによって、端子電圧変化速度入力の大きさを変えるロジックの途中に 1 秒の一次遅れ要素を追加した。

(2) 第 2 章の 1 機無限大母線系統において開発したファジィ励磁制御系には、『発電機の有効電力が大きくなるほど安定度が厳しくなる』という経験から有効電力の大きさにより PSS 機能のゲインを調整するロジックを設けたが、本章において

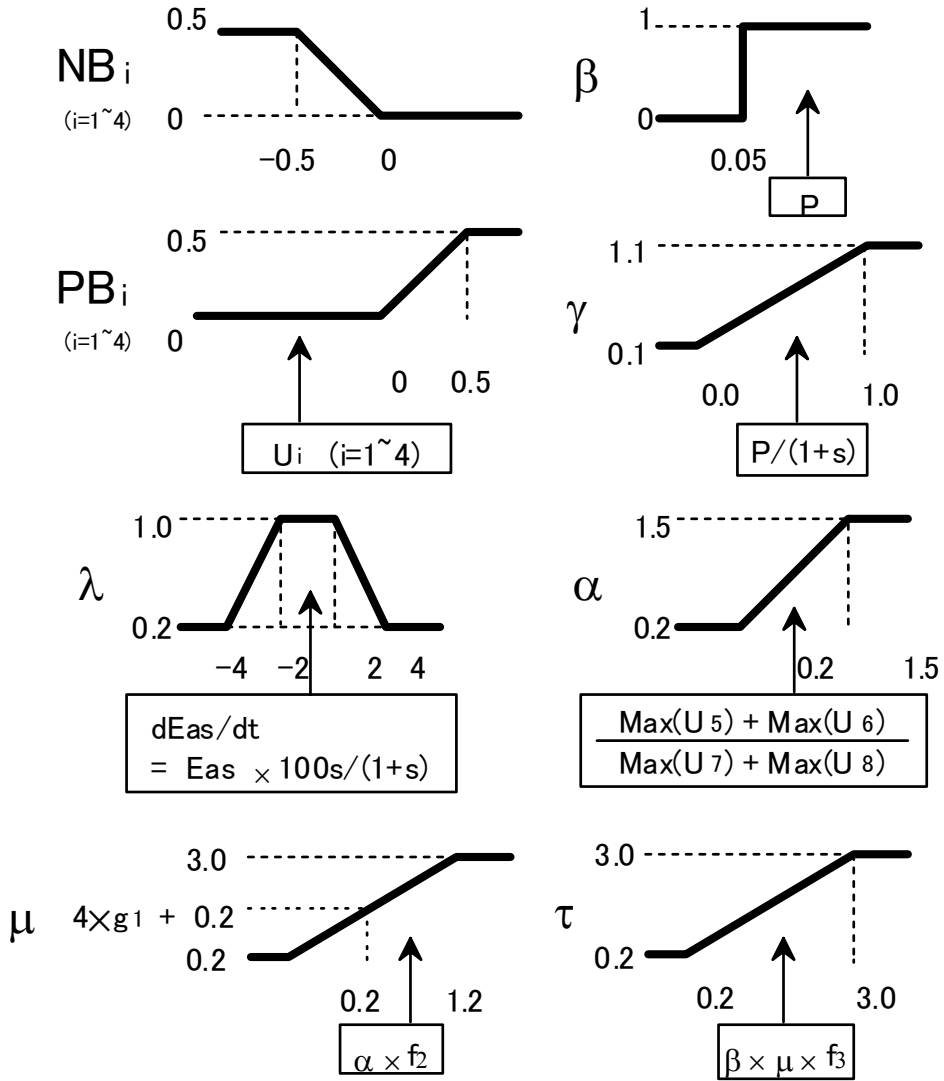
適用対象としている 4 機系統は、安定度的に非常に厳しい系統条件となっており、たとえ発電機の有効電力が小さくても安定度的に厳しいため、このロジックを削除した。

(3) 系統条件が大幅に変化した場合においても制御系の安定性を維持するために、上述した高周波振動の抑制に用いたゲイン α の大きさに応じて、界磁電圧指令値偏差 (ΔE_f) に乗ずる進み遅れ要素の遅れ側 (分母) の時定数 τ (図 3.2, 図 3.5 参照) の大きさをオンラインで変更する方式を新たに開発した。これによって、有効電力変化速度の高周波振動の振幅に対して端子電圧変化速度の振幅が大きくなるほど、制御系の遅れ要素が大きくなり、高周波振動を抑制する効果がより大きくなる。

また、この可変時定数の進み遅れ要素を導入することにより、第 2 章において開発した系統事故時の発電機の加速エネルギーを計算し、界磁電圧を突き上げる過渡安定度向上論理 (v 回路) は、4 機系試験において使用しなかった。

改良したファジィ励磁制御系を図 3.2(a)(b)に、各変数ならびにその出力の動作内容と特徴について表 3.1 にそれぞれ示す。また、図 3.1 および図 3.2 のファジィ励磁制御系を、実際の制御系のオンライン計算に用いたブロック線図の形で表現したものを図 3.3 に示す。

前件部



後件部

$$\Delta Ef = -\text{Gain} \frac{1 + 0.2s}{1 + \tau s} \left[PB_1 + \beta \lambda PB_3 + (U_5 - U_7(\alpha f_2)) f_2 \right. \\ \left. - \{ NB_1 + \beta \lambda NB_3 + (U_6 - U_8(\alpha f_2)) f_2 \} \right]$$

図 3.2(a) ファジィ励磁制御系 (4 機系用)

Fig. 3.2(a) Logic of the Fuzzy Excitation Control System

但し,

$$U_1 = E_a - E_{as}$$

$$U_2 = dE_a/dt \times g_1, \quad dE_a/dt = (\Delta E_{ak} - \Delta E_{ak-T}) \times 1200$$

$$U_3 = \Delta P \times g_2, \quad \Delta P = P \times 5s/(1+5s)$$

$$U_4 = dP/dt \times g_1, \quad dP/dt = (\Delta P_k - \Delta P_{k-T}) \times 1200$$

$$U_5 = \gamma \lambda f_1 PB_2$$

$$U_6 = \gamma \lambda f_1 NB_2$$

$$U_7 = \gamma \lambda f_1 PB_4$$

$$U_8 = \gamma \lambda f_1 NB_4$$

$$f_1 = \frac{1}{1+0.02s}, \quad f_2 = \frac{1}{1+0.1s}, \quad f_3 = \frac{1}{1+5s}$$

$$s = \frac{2(1-z^{-1})}{T(1+z^{-1})} \quad (\text{双一次変換を用いデジタル計算を行う})$$

T : 計算刻み (1/1200 秒), $z^{-1} = T$ 秒間の遅延
 $k, k - T$: 現在時刻および T 秒前

Max () : 原子力1号機は, 0.1175 秒前から現在時刻までの最大値
 原子力2号機は, 0.08 秒前から現在時刻までの最大値
 火力2号機は, 0.08 秒前から現在時刻までの最大値
 火力3号機は, 0.125 秒前から現在時刻までの最大値

パラメータ :

原子力機 Gain = 70, $g_1=0.3, g_2=1.0, g_3=0.25$

火力機 Gain = 40, $g_1=0.3, g_2=1.0, g_3=0.50$

図 3.2(b) ファジィ励磁制御系 (4 機系用)

Fig. 3.2(b) Logic of the Fuzzy Excitation Control System

表 3.1 各変数の動作内容および特徴

Table 3.1 Behavior and Characteristic of Each Variable

変数名	各変数の動作内容および特徴
E_a	端子電圧 E_a は、1.2 kHz でサンプリングした三相瞬時値より、2 値加算法を用いて各相電圧の実効値を求め三相で平均し、20 msec 間の平均をとる
dE_a/dt	端子電圧変化速度 (dE_a/dt) は、端子電圧 E_a の 1 サンプリング (1/1200 秒) 前の値との差分をとり 1200 倍する
P	有効電力 (P) は、三相瞬時電圧・電流より、直角 2 サンプリング演算法を用いて各相電力の実効値を求め、三相分を加算し、20 msec 間の平均をとる
ΔP	有効電力偏差 (ΔP) は、有効電力 (P) を時定数 5 秒で不完全微分する
dP/dt	有効電力変化速度 (dP/dt) は、有効電力偏差 (ΔP) の 1 サンプリング (1/1200 秒) 前の値との差分をとり 1200 倍する
dE_{as}/dt	端子電圧設定値変化速度 (dE_{as}/dt) は、端子電圧設定値 E_{as} を時定数 1 秒で不完全微分し、100 倍する
NB1, PB1	端子電圧設定値 (E_{as}) と端子電圧 (E_a) の差 ($E_a - E_{as}$) と『負で大きい』、『正で大きい』との適応度
NB2, PB2	端子電圧変化速度 (dE_a/dt) と『負で大きい』、『正で大きい』との適応度
NB3, PB3	有効電力偏差 (ΔP) と『負で大きい』、『正で大きい』との適応度
NB4, PB4	有効電力変化速度 (dP/dt) と『負で大きい』、『正で大きい』との適応度
α	端子電圧変化速度 (dE_a/dt) と有効電力変化速度 (dP/dt) の両方に含まれる約 0.1 秒周期程度の成分を相殺するためのゲイン
β	有効電力 (P) が 0.05 pu 以下の時、有効電力偏差 (ΔP) の入力を零にし、発電機負荷遮断時の電圧上昇を抑制するとともに、界磁電圧指令値偏差 (ΔE_f) に乗じる進み遅れ要素を動作させない
γ	有効電力 (P) が小さいほど、端子電圧変化速度 dE_a/dt および有効電力変化速度 (dP/dt) に対するゲインを下げることで、軽負荷時の電圧制御の安定性を向上させる
λ	端子電圧設定値を変化させた時の端子電圧の追従性を高めるために、設定変更時に端子電圧偏差 ($E_a - E_{as}$) 以外に対するゲインを下げる
μ	界磁電圧指令値偏差 (ΔE_f) に乗じる進み遅れ要素の遅れ側の時定数 τ の大きさを決定する
τ	界磁電圧指令値偏差 (ΔE_f) に乗じる進み遅れ要素の遅れ側の時定数
f1, f2, f3	ノイズ等を除去するためのフィルタ (それぞれ、時定数 0.02, 0.1, 5.0 秒の一次遅れ要素)

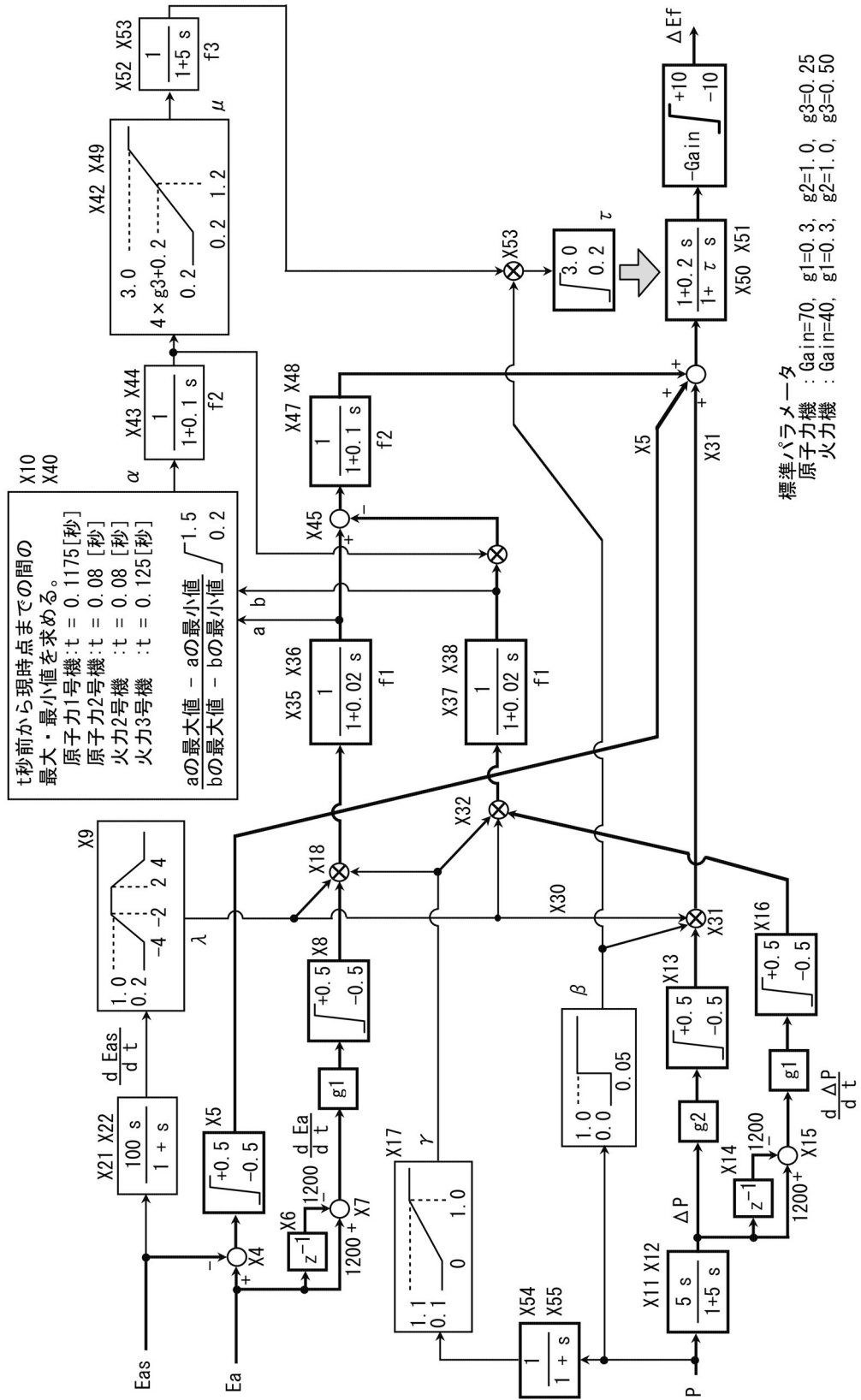


図 3.3 ファジィ励磁制御系ブロック線図
Fig. 3.3 Block Diagram of Fuzzy Excitation Control System

3.1.5 ファジィ励磁制御系のパラメータの設定方法

図 3.2 および図 3.3 よりわかるように、本制御系には多くのメンバーシップ関数やフィルタの時定数などがある。これらの値を発電機の実機特性および系統条件によって調整するのでは実用上問題があるため、以下の 4 つの定数を調整することで諸条件に対応することとした。

制御系の Gain, パラメータ g_1 , g_2 , g_3 の特徴, 設定方法について以下に示す。

(1) Gain

Gain は、制御系全体のゲインである。速応性を高め、定常偏差を小さくするために、安定性を維持できる範囲で大きく設定したが、原子力 1, 2 号機は 70, 火力 2, 3 号機は 40 とした。この違いは主に原子力機の開路時定数 T_{do}' が 3.1 秒と火力機の 1.5 秒程度に比較して 2 倍程度大きいことに起因している。また、商用発電機の T_{do}' は 7 秒程度と長いため、実機に適用する場合は Gain をより大きくすることになる。

(2) g_1

パラメータ g_1 は、端子電圧変化速度に乘じられる係数の一つである。大きくすることにより、端子電圧の制御性が向上するが、同時に高周波振動が界磁電圧指令値偏差 (ΔE_f) に顕著に現れる。 g_1 も安定性を維持できる範囲で大きく設定するのが望ましい。

交・直流電力系統シミュレータ試験では常に 0.3 としている。

なお、有効電力が大きいほど端子電圧変化速度に最終的に乘じられる係数も大きくなるので、 g_1 は有効電力が定格出力時に設定する必要がある。

(3) g_2

パラメータ g_2 は、有効電力偏差に乘じられる係数の一つであり、大きくすることにより、有効電力のダンピングを改善することが出来る。しかし、発電機の遠方で系統分離が発生した時など有効電力偏差が急激に小さくなり、発電機の回転数が上昇した場合に、 g_2 の値が大きすぎると端子電圧を不必要に上昇させることになるので、設定には注意が必要である。発電機 4 機ともに 1.0 に設定した。

(4) g_3

パラメータ g_3 は、前述のゲイン α の大きさと界磁電圧指令値偏差 (ΔE_f) に乗じる進み遅れ要素の分母（遅れ側）の時定数の大きさの関係を表すメンバーシップ関数 μ の形を決める係数である。 g_3 が大きいほど、進み遅れ要素の遅れ要素が大きくなるため、制御系全体は安定となるが、速応性が低くなる。一般的にパラメ

ータ g_1 , g_2 を大きくした場合はそれに伴い g_3 も大きくする必要がある。

原子力 1, 2 号機は 0.25, 火力 2, 3 号機は 0.5 と, 高周波振動成分が発生しない, なるべく小さめに設定した。この違いは, 前述の発電機の開路時定数 T_{do}' の違いによるものである。

以上を概括し, 図 3.4 に設定フロー概要図として示す。

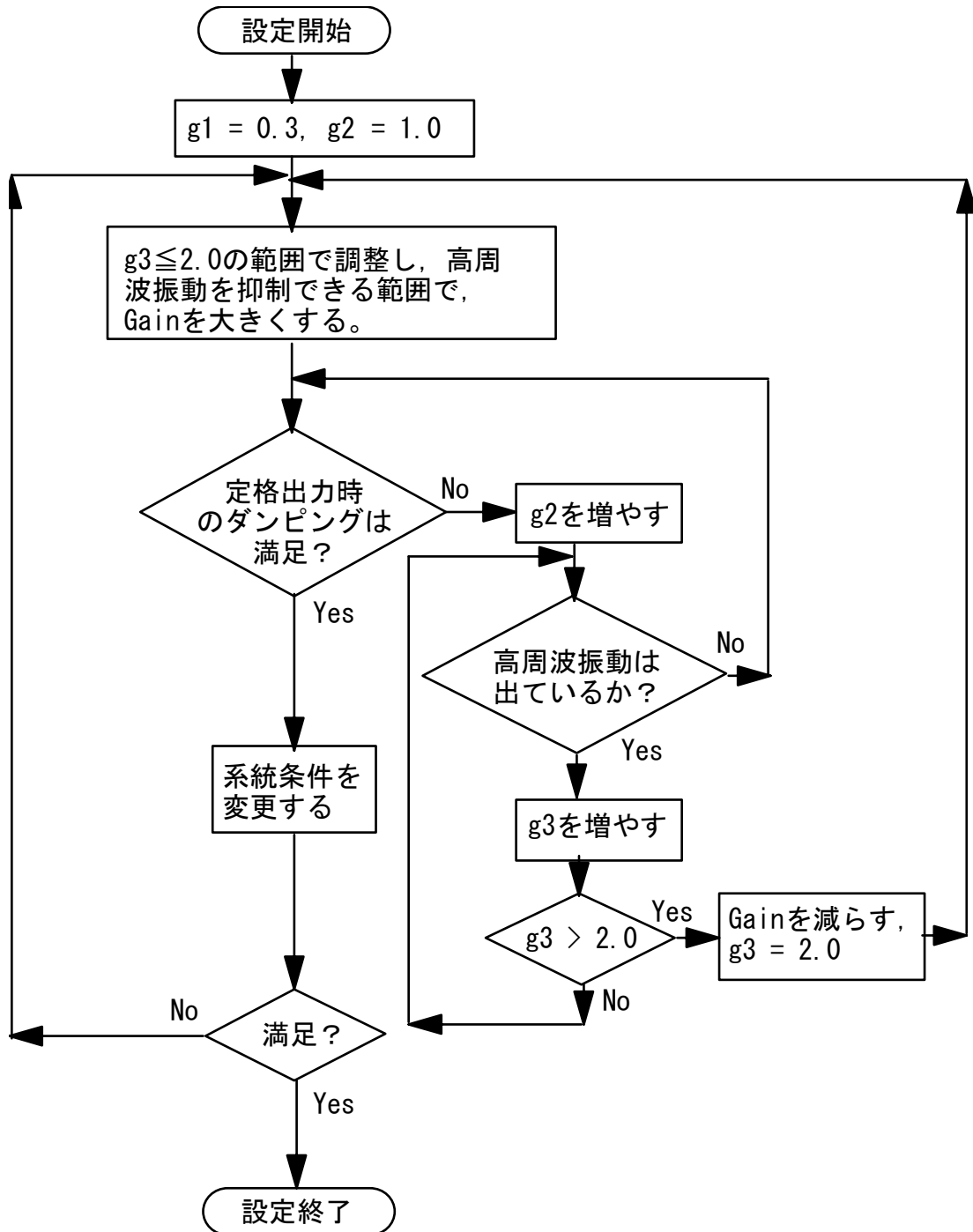


図 3.4 パラメータ設定フロー概要図

Fig. 3.4 Flowchart of Setting Parameter

3.2 交・直流電力系統シミュレータによる検証

ファジィ励磁制御システム（本方式）を交・直流電力系統シミュレータ^[3-6]における長距離串形 4 機無限大母線系統に適用した場合の安定度向上効果を，既設の PSS 付き超速応励磁制御方式（現用方式）と比較して検証した。

3.2.1 試験系統

以下に，試験系統について示す。

(1) 4 機系（基本系統）

4 機の発電機を EHV 送電線 60～80 km を介して串形に接続し，さらに EHV 送電線 400 km と EHV 174 km 相当の連系トランスを介して所内電源（無限大母線とみなす）に接続して長距離串形 4 機無限大系統（基本系統）を構成した。山側の原子力 2 号機以外の発電機高圧側ノードは発電量と負荷がほとんどバランスしているローカル系統を模擬している。系統擾乱後の電力動揺周期は 3～5 秒と非常に長い。このような系統では一般に動揺のダンピングが悪く，PSS の定数設定が難しいことが知られている。図 3.5 に 4 機系の構成を示す。

なお，長距離 4 機系の原子力 2 号機高圧側母線から所内電源までのリアクタンスの合計は，100 kVA ベースで 1.145 pu である。50Hz 系の 500kV 送電線（810 mm² × 4 導体）の標準的なリアクタンスは 1 回線 100 km あたり約 0.1 pu であるので，この 1.145 pu は，50 万 V 送電線が 2 回線で 2,300 km と等価であり，超長距離送電線であることがわかる。

4 機系において用いた制御定数のロバスト性を確認するために，系統構成を変化させた以下の系統で試験を行った。

(2) 3 機系(a)（ナイト断面想定）

4 機系のナイト断面を想定し，火力 3 号機を停止し，負荷をそれぞれ半分にした系統。3 機系(a)の構成を図 3.6 に示す。

(3) 3 機系(b)（火力 2 号機を停止）

4 機系の火力 2 号機を停止させ，その出力分を山側の原子力 2 号機から供給する系統。3 機系(b)の構成を図 3.7 に示す。

(4) 2 機系（火力 2, 3 号機を停止）

火力 2, 3 号機を停止させ，負荷を 1 カ所のみに設置した系統。2 機系の構成を図 3.8 に示す。

(5) 1 機系（1 機無限大母線系統）

最も基本的な 1 機無限大母線系統。1 機系の構成を図 3.9 に示す。

図 3.10 に 4 機系の系統定数を示す。

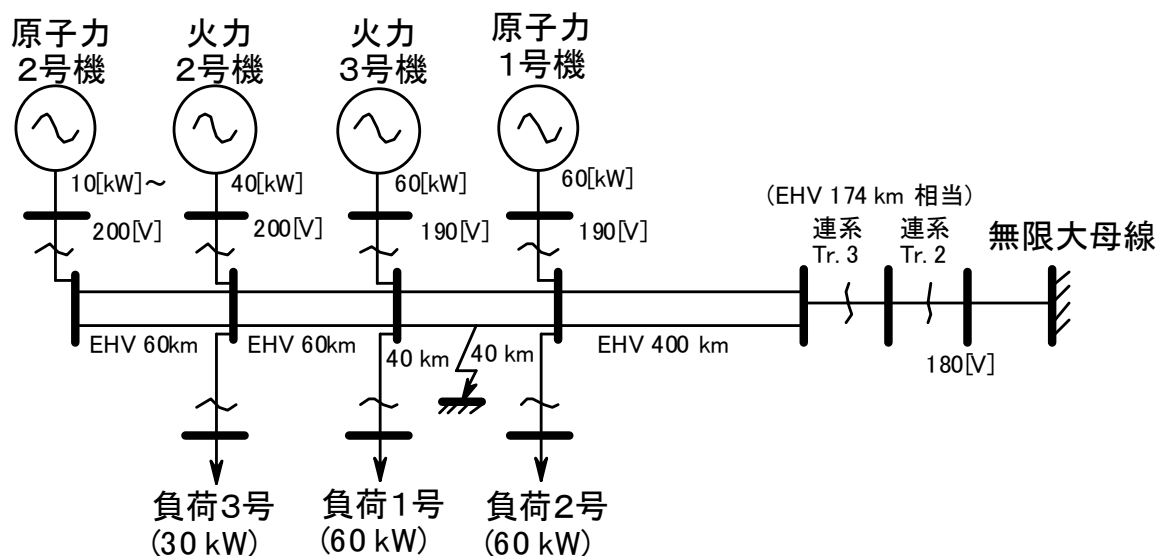


図 3.5 交・直流電力系統シミュレータ 4 機系 試験系統（基本系統）

Fig. 3.5 Experimental System on Power System Simulator
of CRIEPI (4-machine System : Base Case)

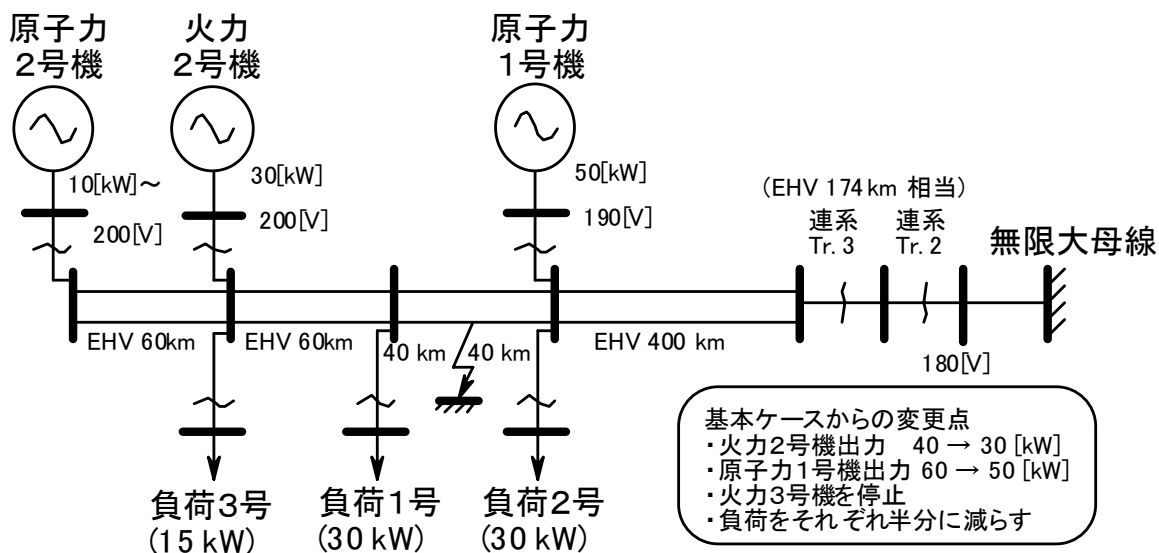


図 3.6 3 機系(a) 試験系統（ナイト断面想定）

Fig. 3.6 Experimental System (3-machine(a) System : Night Condition)

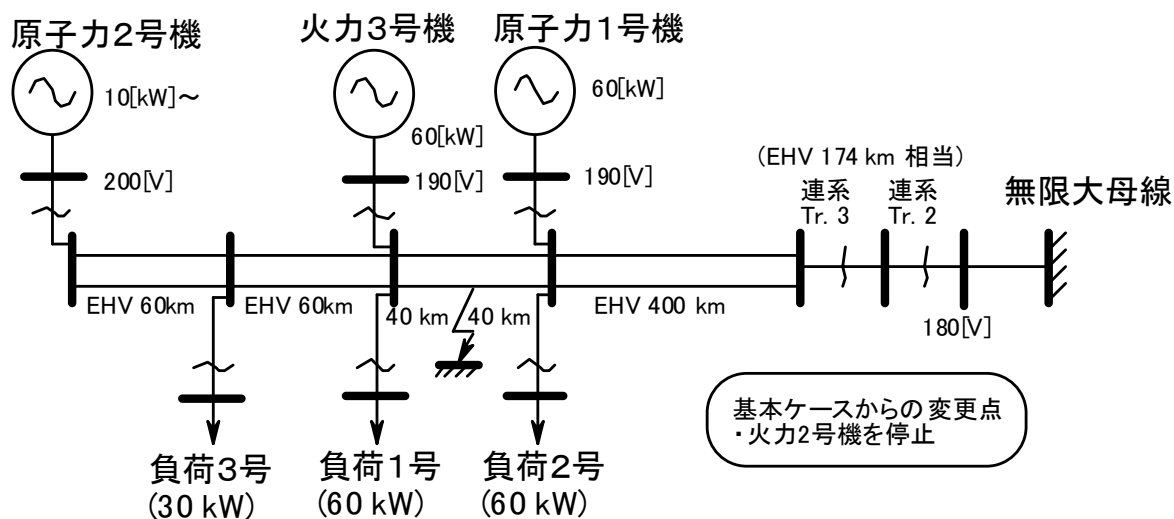


図 3.7 3 機系 (b) 試験系統 (火力 2 号機を停止)
Fig. 3.7 Experimental System (3-machine(b) System)

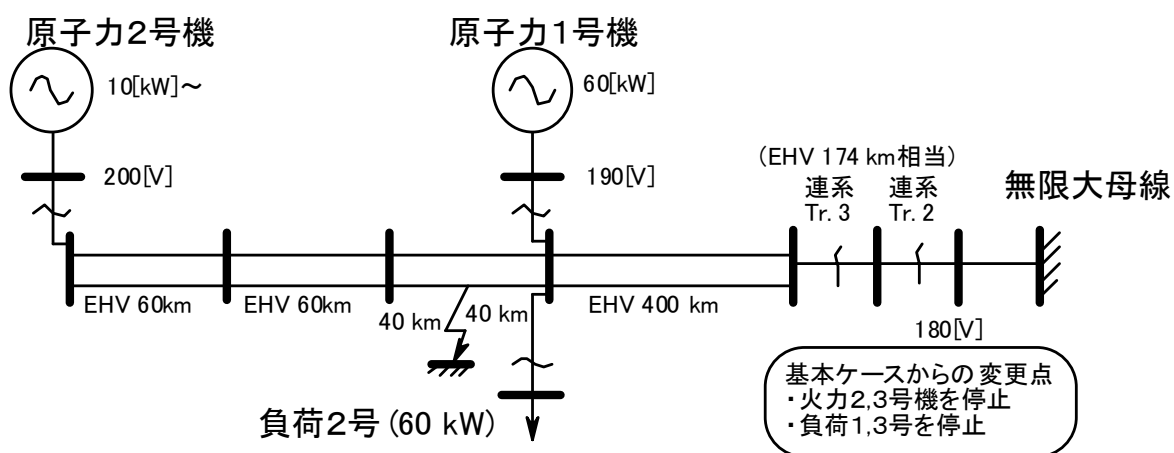


図 3.8 2 機系 試験系統 (火力 2, 3 号機を停止)
Fig. 3.8 Experimental System (2-machine System)

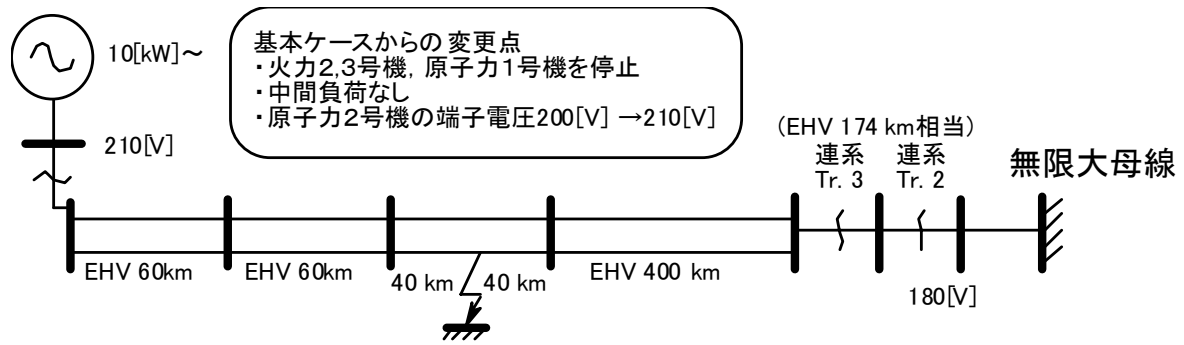
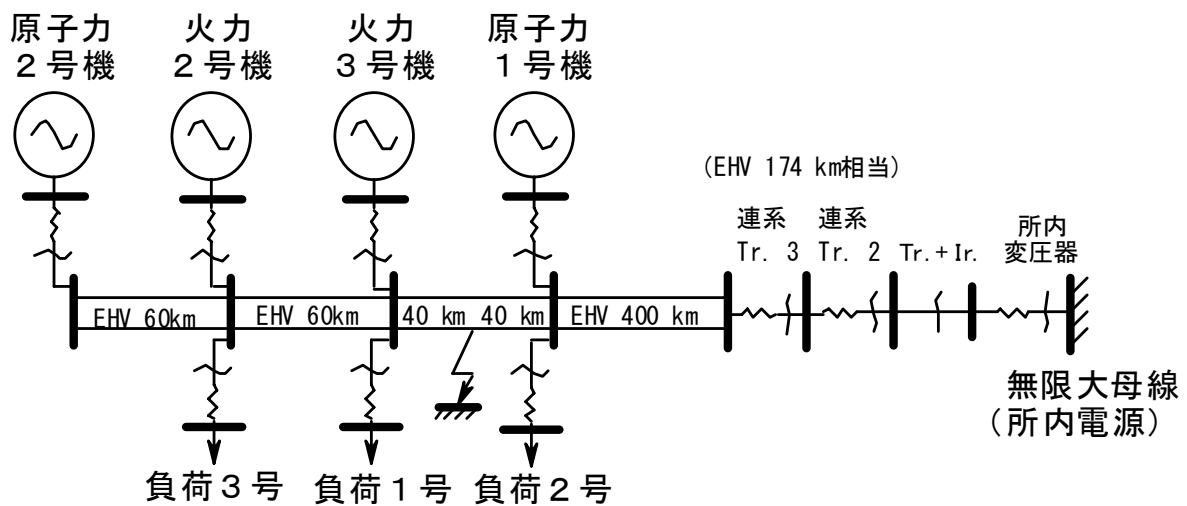


図 3.9 1 機系 試験系統（原子力 2 号機のみ）
 Fig. 3.9 Experimental System (1-machine System)



EHV送電線 : $R + jX(C/2) = 0.0367 + j 0.2764 (0.0205) / 100\text{km} / \text{cct.}$

原子力1号機主変圧器 : $R + j X = 0.027 + j 0.1287$

原子力2号機主変圧器 : $R + j X = 0.027 + j 0.1303$

火力2号機主変圧器 : $R + j X = 0.07 + j 0.17$

火力3号機主変圧器 : $R + j X = 0.044 + j 0.1717$

負荷3号 変圧器 : $R + j X = 0.0277 + j 0.2237$ (Tap 1:1.158)

負荷1号 変圧器 : $R + j X = 0.04 + j 0.1717$ (Tap 1:1.1576)

負荷2号 変圧器 : $R + j X = 0.0615 + j 0.2534$ (Tap 1: 1.158)

連系用変圧器3号 : $R + j X = 0.0127 + j 0.1202$ (Tap 1:1.12)

連系用変圧器2号 : $R + j X = 0.0127 + j 0.1201$ (Tap 1:1.12)

昇圧変圧器および誘導電圧調整器 (Tr. + Ir.) : $R + j X = 0.026 + j 0.0754$ (Tap1:1.05)

所内受電用変圧器 : $R + j X = 0.026 + j 0.04$

(注) 100 kVAベース。変圧器Tapは高压側を1とする。

図 3.10 4 機系（基本系統）系統定数
 Fig. 3.10 Experimental System Constants
 (4-machine System : Base Case)

3.2.2 試験条件

(1) 想定した系統擾乱は，図 3.5～3.9 に示す地点における 1 回線 3 相地絡，4 サイクル後に事故除去(3LG-0)し，再閉路せずにその後 20 秒間の有効電力振動により安定判別を行った。

(2) 原子力 1 号機，火力 2，3 号機の有効電力，端子電圧および原子力 2 号機の端子電圧，無限大母線電圧は一定とし，原子力 2 号機の有効電力を 5 kW 刻みで増加させ，安定限界時の出力を限界送電電力とした。

(3) 制御対象とした原子力 1，2 号機，火力 2，3 号機の定数を表 3.2 に示す。これらの発電機は商用の発電機特性を模擬している回転形の模擬発電機である。

表 3.2 発電機定数

Table 3.2 Constants of the Generators

	原子力 1，2 号機	火力 2 号機	火力 3 号機
容 量	100 kVA	60 kVA	90 kVA
力 率	0.9	0.9	0.9
慣 性	8.05 秒	7 秒	6 秒
Xd	1.86 (1.78)	1.49	1.485
Xd'	0.44 (0.43)	0.252	0.509
Xd''	0.37 (0.37)	0.176	0.385
Tdo'	3.1 秒	1.56 秒	1.55 秒
Tdo''	0.056 秒	0.06 秒	0.052 秒
Td'	0.5 秒	0.264 秒	0.531 秒
Td''	0.048 秒	0.042 秒	0.039 秒
Ta	0.29 秒	0.39 秒	0.39 秒

(注) 単位は自己 kVA ベースの PU 値，()内は飽和値

表 3.3 最適化時の各定数の上下限值（上段：上限値，下段：下限値）

Table 3.3 Limitation of Each PSS Constant

	Gpss	T ₂ [秒]	T ₃ [秒]	T ₄ [秒]	T ₅ [秒]
原子力 1 号機	10.0	22.5	23.0	22.0	22.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.02
原子力 2 号機	10.0	22.5	23.0	22.0	22.0
	0.0	0.0	0.0	0.0	0.02
火力 2 号機	1.0	0.44	0.44	0.44	0.44
	0.0	0.04	0.04	0.047	0.047
火力 3 号機	1.0	0.46	0.46	0.46	0.46
	0.0	0.047	0.047	0.047	0.047

PSS の最適化条件を表 3.4 に示す。最適化時の原子力 2 号機の出力は，シミュレーション計算上，PSS により安定化可能であった最大の出力とした。また，系統構成は事故除去後の火力 3 号機と原子力 1 号機の高圧側母線間が 1 回線時とした。

最適化により得られた励磁制御ブロック図を図 3.12(a)～(d)に示す。これらより，最適化条件により，最適化された PSS 定数が大幅に異なっていることがわかる。これはある発電機の最適化した PSS 定数は他の発電機に PSS がついているか否かで，変わってくることを示している。このことは PSS の定数設定の難しさを表している。

表 3.4 PSS の最適化条件

Table 3.4 Optimized Condition of PSSs

PSS の 名称	原子力 2 号機の 出力	最 適 化 条 件
P44	50 kW	発電機 4 機全てに PSS を付け，4 機同時に最適化
Pn1	30 kW	原子力 1 号機のみ PSS を付け最適化， 他の 3 機は AVR のみ
Pn2	20 kW	原子力 2 号機のみ PSS を付け最適化， 他の 3 機は AVR のみ
Pn1n2	40 kW	原子力 1, 2 号機に PSS を付け，2 機同時に最適化 火力 2, 3 号機は AVR のみ
Pt3	20 kW	火力 3 号機のみ PSS を付け最適化， 他の 3 機は AVR のみ

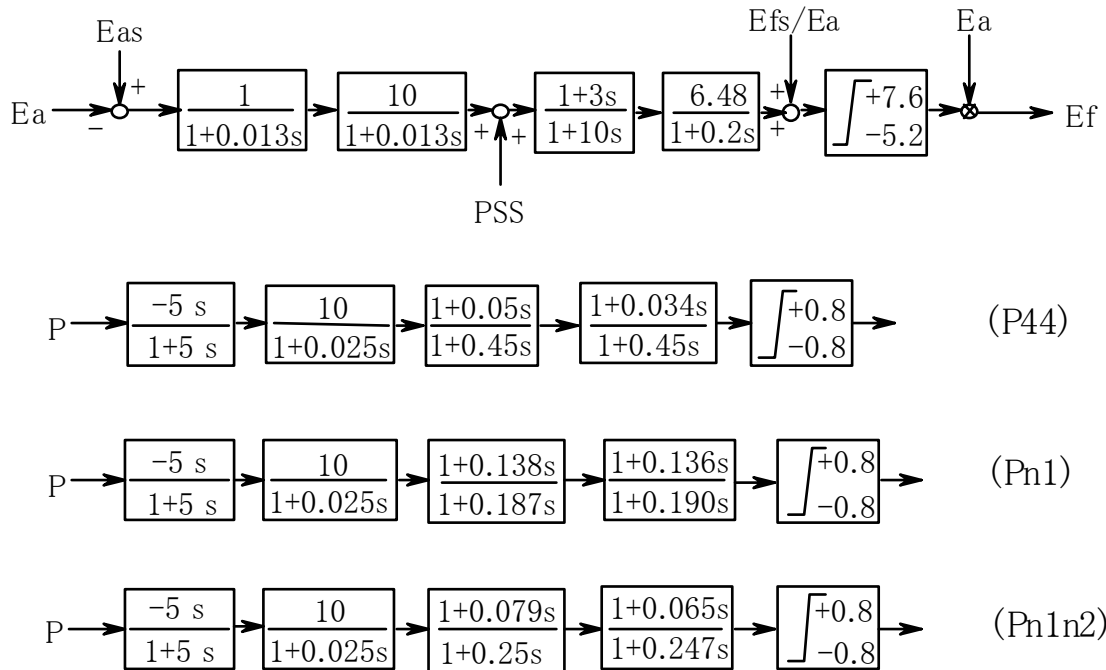


図 3.12(a) 原子力 1 号機 励磁制御系ブロック図

Fig. 3.12(a) Excitation Control System Block Diagram (Nuclear #1 Gen.)

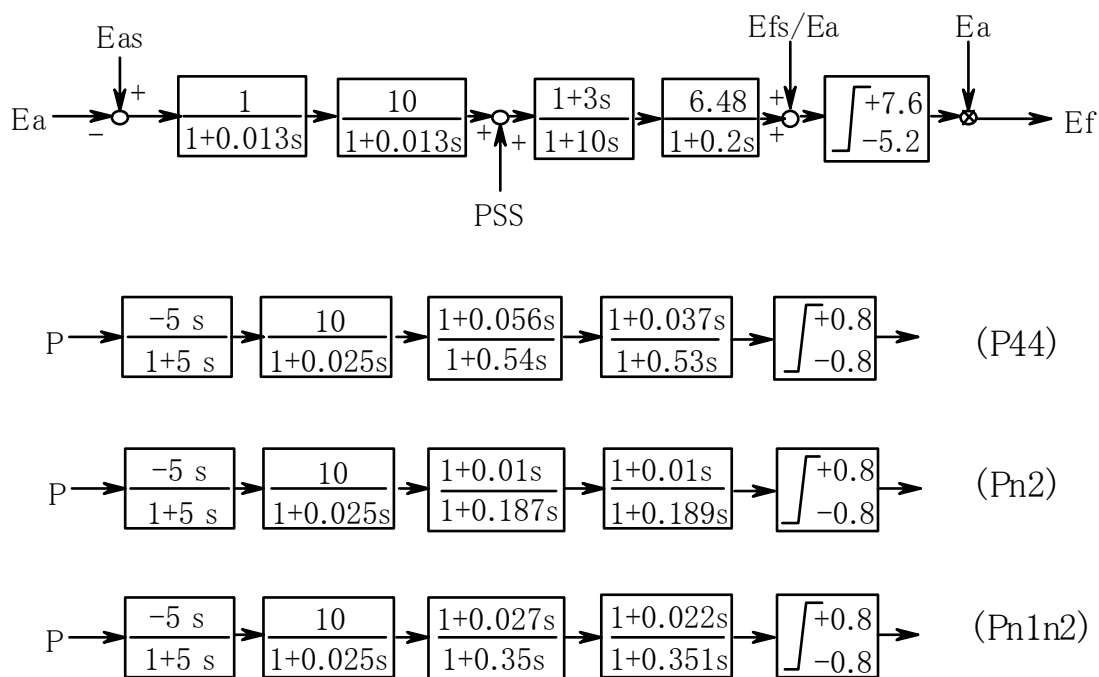


図 3.12(b) 原子力 2 号機 励磁制御系ブロック図

Fig. 3.12(b) Excitation Control System Block Diagram (Nuclear #2 Gen.)

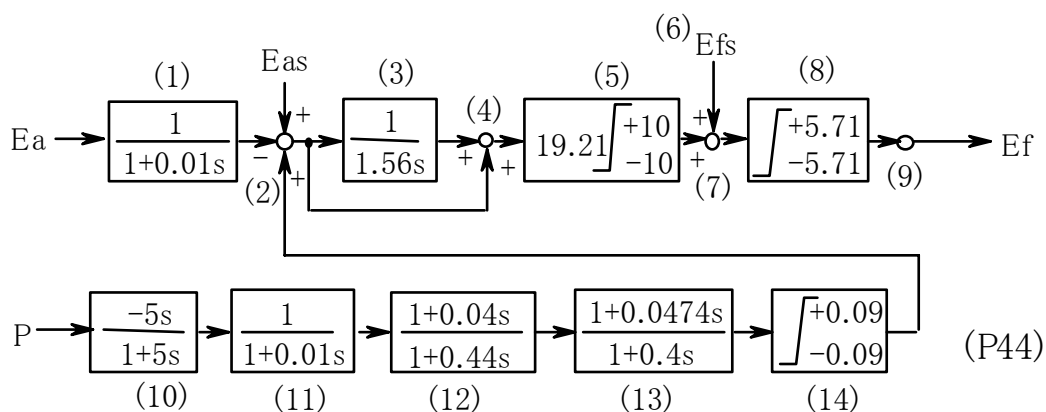


図 3.12(c) 火力 2 号機 励磁制御系ブロック図

Fig. 3.12(c) Excitation Control System Block Diagram (Thermal #2 Gen.)

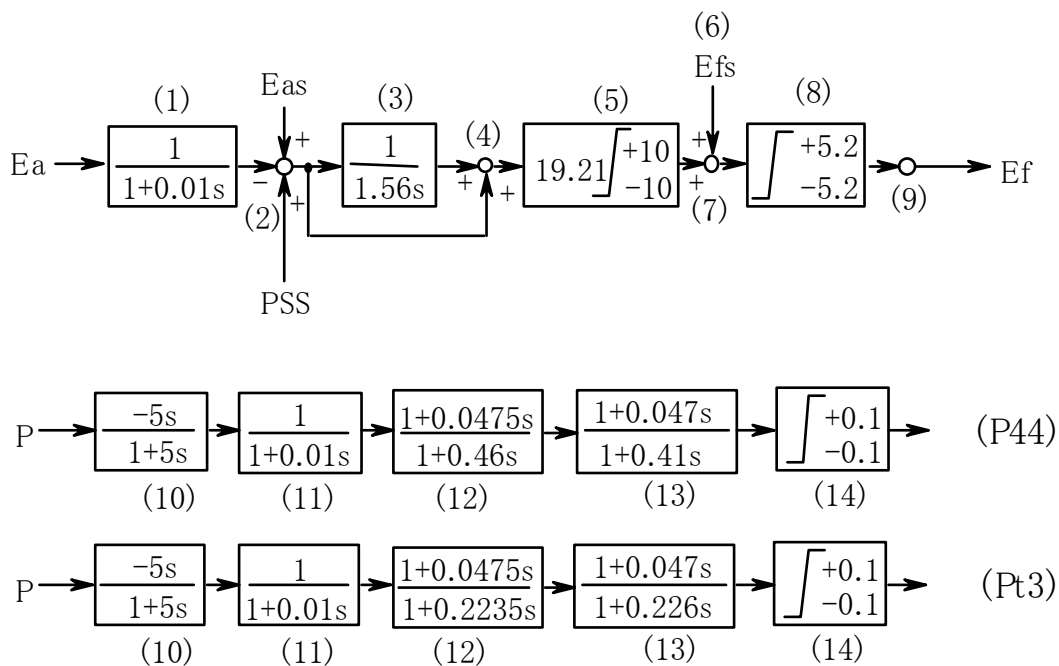


図 3.12(d) 火力 3 号機 励磁制御系ブロック図

Fig. 3.12(d) Excitation Control System Block Diagram (Thermal #3 Gen.)

3.2.4 試験ケース

4 機系（基本系統）試験ケースを表 3.5 に示す。発電機は，試験系統の山側から順番に，表の左から並べた。表 3.4 に示したように 4 機系統において最適化した PSS 定数を，1～3 機系統にも適用し，ファジィ制御とそのロバスト性を比較した。試験ケースを表 3.6～3.10 に示す。

表 3.5 4 機系（基本系統）試験ケース
Table 3.5 4-machine (Basic Case) Experimental Cases

Case	原子力 2	火力 2	火力 3	原子力 1	備 考
1	A	A	A	A	全ての発電機の制御系を AVR のみ
2	F	F	F	F	全ての発電機をファジィ励磁制御方式
3	P44	P44	P44	P44	4 機同時最適化 PSS
4-1	F	A	A	A	原子力 2 号機をファジィ制御
4-2	P44	〃	〃	〃	原子力 2 号機に 4 機同時最適化 PSS を使用
4-3	Pn2	〃	〃	〃	最適化 PSS
4-4	F*	〃	〃	〃	ファジィ制御パラメータ g2 と g3 を 1.5 に変更
5-1	A	A	A	F	原子力 1 号機をファジィ制御
5-2	〃	〃	〃	P44	原子力 1 号機に 4 機同時最適化 PSS を使用
5-3	〃	〃	〃	Pn1	最適化 PSS
6-1	A	A	F	A	火力 3 号機をファジィ制御と
6-2	〃	〃	P44	〃	火力 3 号機に 4 機同時最適化 PSS を使用
6-3	〃	〃	Pt3	〃	最適化 PSS
7-1	F	A	A	F	原子力 1, 2 号機をファジィ制御
7-2	Pn1n2	〃	〃	Pn1n2	2 機同時最適化 PSS
8-1	F	P44	P44	P44	3 機の 4 機同時最適化 PSS と
8-2	P44	F	P44	P44	1 機のファジィ制御組合せ
8-3	P44	P44	F	P44	
8-4	P44	P44	P44	F	
9-1	F	F	P44	P44	2 機の 4 機同時最適化 PSS と
9-2	P44	F	F	P44	2 機のファジィ制御の組合せ
9-3	P44	P44	F	F	
9-4	F	P44	P44	F	

(注) A : AVR のみ

F : ファジィ励磁制御系

F* : ファジィ励磁制御系 (パラメータ g2 = 1.5, g3=1.5 に変更)

表 3.6 3 機系(a) (ナイト断面想定) 試験ケース

Table 3.6 3-machine(a) (Night Condition) Experimental Cases

Case	原子力 2	火力 2	火力 3	原子力 1	備 考
10	F	F	－	F	3 機をファジィ制御
11	P44	P44	－	P44	4 機同時最適化 PSS の定数を 3 機系で使用
12-1	A	A	－	F	原子力 1 号機をファジィ制御にした場合と
12-2	〃	〃	－	Pn1	Pn1 にした場合の比較
13-1	P44	F	－	P44	2 機の最適化 PSS と 1 機のファジィ制御の
13-2	P44	P44	－	F	組合せ

表 3.7 3 機系(b) 試験ケース

Table 3.7 3-machine(b) Experimental Cases

Case	原子力 2	火力 2	火力 3	原子力 1	備 考
14-1	F	－	A	A	原子力 2 号機をファジィ制御, Pn2, P44 に した場合の比較
14-2	Pn2	－	〃	〃	
14-3	P44	－	〃	〃	

表 3.8 2 機系 試験ケース

Table 3.8 2-machine Experimental Cases

Case	原子力 2	火力 2	火力 3	原子力 1	備 考
15-1	F	－	－	F	原子力 1, 2 号機をファジィ制御または P44 にした場合の比較
15-2	P44	－	－	P44	

表 3.9 1 機系 試験ケース

Table 3.9 1-machine Experimental Cases

Case	原子力 2	火力 2	火力 3	原子力 1	備 考
16-1	F	－	－	－	ファジィ制御, P44, AVR のみにした場合の 比較
16-2	P44	－	－	－	
16-3	A	－	－	－	

3.2.5 試験結果

(1) 4 機系（基本系統）

4 機系（基本系統）試験ケースの結果を表 3.10 に示す。限界送電電力は，原子力 2 号機の有効電力を 5 kW 刻みで増加させ，1 回線 3 相地絡，4 サイクル後に事故除去 (3LG-0) し，再閉路せずにその後 20 秒間の有効電力の収束状況により安定判別を行った。

表 3.10 における脱調様相の『設定不能』とは，試験条件を設定中，つまり有効電力を増加させている間に動揺が発散し，初期状態が安定しない（初期値の読み取りができない）状態である。全ケースにおいて不安定になる場合は発電機 4 機同時に加速脱調し，脱調様相も同様であった。

また，最適化した PSS の定数は，図 3.12 (a～d) に示したように最適化断面により相違が見られるが，ファジィ制御系のパラメータに関しては，原子力 2 号機の g_2 ， g_3 を変更した Case 4-3 以外のケースでは全て同じパラメータを用いた。ケース毎にファジィ制御系のパラメータを調整すれば，より良い結果が得られるが，ファジィ制御系のロバスト性を検証するために，あえて調整はしていない。

(a) Case 1～3

4 機ともに AVR のみとした Case 1 では，原子力 2 号機の出力が 5 kW であっても，3LG-0 後，発散した。4 機同時最適化 PSS (P44) を付加した case 3 では，限界送電電力が 50 kW まで増加し，ファジィ制御を適用した Case 2 では，さらに 60 kW まで伸びた。

原子力 2 号機の出力が 50 kW の場合の発電機 4 機全てにファジィ制御を適用した Case 2（限界送電電力は 60 kW）の試験結果を図 3.13 に示す。各発電機ともに端子電圧 E_a および有効電力 P の振動周期は約 4.0 秒と非常に長くなっているが，オーバーシュートも少なく，ダンピングも良い。

同一断面の場合の発電機 4 機に最適化 PSS (P44) を付加した Case 3（限界送電電力）の試験結果を，図 3.14 に示す。各発電機の端子電圧 E_a の周期は約 4.0 秒と非常に長くなっている。事故後，約 4 秒程度以降の有効電力は，系統両端の原子力 1，2 号機が周期約 1.05 秒，系統中央の火力 2，3 号機が周期約 0.73 秒で有効電力の授受を行っており，また，火力機の方が原子力機よりも早く収束している。

図 3.13 と図 3.14 を比較すると，ファジィ制御を適用した Case 2 の方が，有効電力，端子電圧の振動の振幅が小さく，ダンピングが良いことがわかる。

表 3.10 4 機系（基本系統）試験結果

Table 3.10 4-machine (Basic Case) Experimental Cases

Case	原子力 2	火力 2	火力 3	原子力 1	限界送電電力	脱調様相
1	A	A	A	A	－	5 kW で振動発散
2	F	F	F	F	60 kW	65 kW で 2 波脱調
3	P44	P44	P44	P44	50 kW	55 kW で 2 波脱調
4-1	F	A	A	A	－	5 kW で振動発散
4-2	P44	〃	〃	〃	－	5 kW で設定不能
4-3	Pn2	〃	〃	〃	20 kW	25 kW で振動発散
4-4	F*	〃	〃	〃	40 kW	45 kW で設定不能
5-1	A	A	A	F	40 kW	45 kW で振動発散
5-2	〃	〃	〃	P44	10 kW	15 kW で設定不能
5-3	〃	〃	〃	Pn1	20 kW	25 kW で振動発散
6-1	A	A	F	A	15 kW	20 kW で振動発散
6-2	〃	〃	P44	〃	35 kW	40 kW で振動発散
6-3	〃	〃	Pt3	〃	45 kW	50 kW で 3 波脱調
7-1	F	A	A	F	55 kW	60 kW で振動発散
7-2	Pn1n2	〃	〃	Pn1n2	35 kW	40 kW で 5 波脱調
8-1	F	P44	P44	P44	50 kW	55 kW で 4 波脱調
8-2	P44	F	P44	P44	50 kW	55 kW で 3 波脱調
8-3	P44	P44	F	P44	45 kW	50 kW で 3 波脱調
8-4	P44	P44	P44	F	60 kW	65 kW で 1 波脱調
9-1	F	F	P44	P44	50 kW	55 kW で 3 波脱調
9-2	P44	F	F	P44	45 kW	50 kW で 4 波脱調
9-3	P44	P44	F	F	55 kW	60 kW で 2 波脱調
9-4	F	P44	P44	F	60 kW	65 kW で 1 波脱調

（注）

A : AVR のみ

F : ファジィ励磁制御系

F* : ファジィ励磁制御系（パラメータ $g_2 = 1.5$, $g_3=1.5$ に変更）

P44 : 発電機 4 機全てに PSS を付け、4 機同時に最適化

（原子力 2 号機出力 50 kW にて最適化）

Pn1 : 原子力 1 号機だけに PSS を付け最適化、他の 3 機は AVR のみ

（原子力 2 号機出力 30 kW にて最適化）

- Pn2 : 原子力 2 号機 のみに PSS を付け最適化, 他の 3 機は AVR のみ
 (原子力 2 号機出力 20 kW にて最適化)
- Pn1n2 : 原子力 1, 2 号機に PSS を付け, 2 機同時に最適化
 火力 2, 3 号機は AVR のみ (原子力 2 号機出力 40 kW)
- Pt3 : 火力 3 号機 のみに PSS を付け最適化, 他の 3 機は AVR のみ
 (原子力 2 号機出力 20 kW)

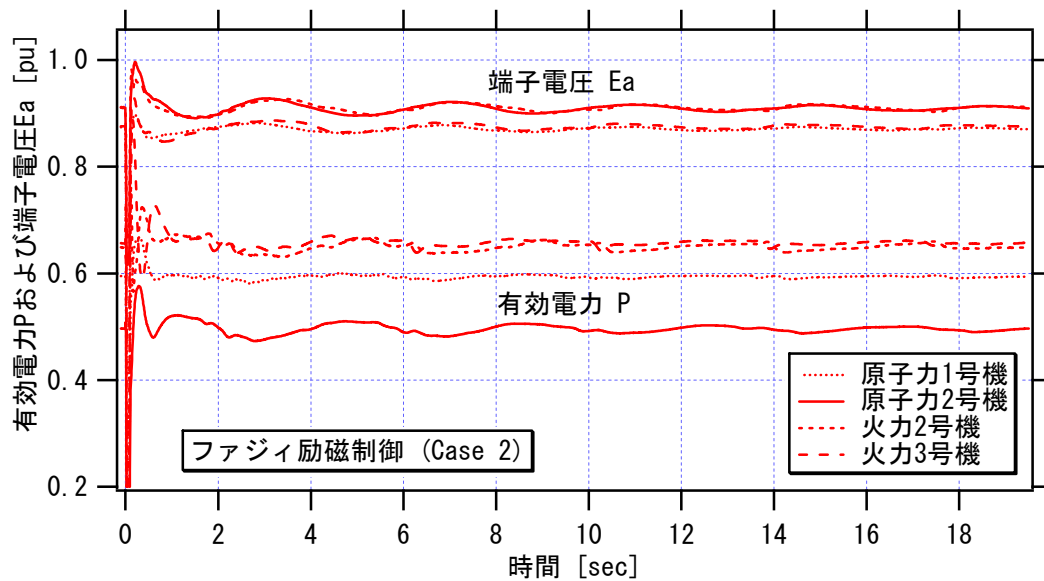


図 3.13 Case2 の試験波形 (4 機系, ファジィ制御, 50kW)

Fig. 3.13 Experimental Result of Case 2

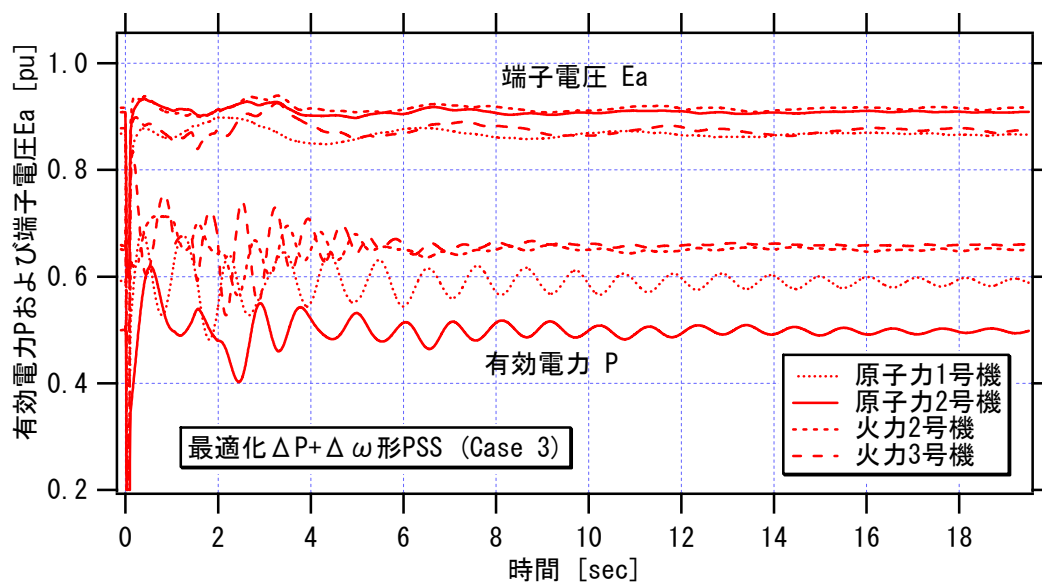


図 3.14 Case2 の試験波形 (4 機系, 最適化 PSS(P44), 50kW)
 [限界送電電力]

Fig. 3.14 Experimental Result of Case 2

(b) Case 4

原子力 2 号機のみをファジィ制御した Case 4-1 は原子力 2 号機の出力 5 kW でも振動発散し、4 機同時最適化 PSS (P44)を原子力 2 号機のみにつけた Case 4-2 は 5 kW で初期状態が安定しない（初期値の読み取りができない）状態であった。

しかし、原子力 2 号機のみに PSS を付けて最適化した定数 (Pn2)を用いた Case 4-3 では限界送電電力が 20 kW まで増加した。

また、ファジィ制御系の PSS 機能のゲインに相当するパラメータ g_2 を 1.0 から 1.5 に増加させ、それに伴い安定性を増すために g_3 を 0.25 から 1.5 に変更した Case 4-4 では、限界送電電力が 40 kW まで増加した。

これらの結果より、ファジィ制御系はパラメータを変更せずに、4 機同時最適化 PSS (P44)を原子力 2 号機のみにつけた場合と同等以上の性能を有し、パラメータを調整した Case 4-4 は、ファジィ系のパラメータ g_2 が 1.5 と大きいので Case 4-3 と単純に比較することはできないが、同等以上の安定度を維持できることが示された。

(c) Case 5

4 機同時最適化 PSS (P44)を原子力 1 号機のみにつけた Case 5-2 は限界送電電力が 10 kW、原子力 1 号機に最適化 PSS (Pn1)を付けた Case 5-3 が 20 kW であるのに対して、原子力 1 号機をファジィ制御した Case 5-1 では 40 kW まで増加した。

(d) Case 6

火力 3 号機のみをファジィ制御した Case 6-1 は、4 機同時最適化 PSS (P44)を火力 3 号機のみにつけた Case 6-2 および最適化 PSS (Pt3)を付けた Case 6-3 に比べて限界送電電力が低下した。ファジィ制御では、有効電力の入力に対して積極的に位相調整をしていないため、本ケースには対応できていないことが原因であると考えられる。原子力 2 号機の出力が 15 kW の時のファジィ制御 (Case 6-1) と最適化 PSS (Pt3) (Case 6-3) の各発電機の有効電力の位相を比較すると、原子力 1, 2 号機 (AVR のみ) は Case 6-1, Case 6-3 共に周期約 1.1 秒でお互いにやり取りをしているが、火力 2, 3 号機に関しては、Case 6-1 が周期約 2.8 秒程度で同相で動揺しダンピングはあまり良くないのに対して、Case 6-3 は周期約 0.5 秒でお互いにやり取りをしながら減衰している。このように、Pt3 は動揺モードを大幅に変えてダンピングを向上させていることになる。

ところで、最適化した PSS (Pt3)を付加した火力 3 号機は試験系統に発電機を同期させていく段階において不安定になるため、発電機 4 機を全て系統に並入するまでは、PSS を使用とすることができなかった。PSS (Pt3)は、定数を最適化した系統状態に対しては非常に有効であるが、その系統を立ちあげていく過程におい

ては、不適當であるといえる。これは、Pt3 が上述したように極めて特殊は定数になっていることを意味しているためとも考えられる。また、PSS (P44)を火力 3 号機のみにつけた Case 6-2 も Pt3 ほど不安定にはならないが、発電機 4 機を全て系統に並入するまではやはり PSS を使用とすることができなかった。

(e) Case 7

原子力 1, 2 号機に 2 機同時最適化 PSS (Pn1n2)を付けた Case 7-2 の限界送電電力が 35 kW であったのに対して、ファジィ制御した Case 7-1 では、55 kW まで増加した。

(f) Case 8

4 機同時最適化した PSS (P44)を適用した発電機 3 機とファジィ制御の発電機 1 機を組み合わせた結果、4 機に P44 を付加した Case 3 と比較して限界送電電力は Case 8-1, 8-2 において同等、Case 8-3 は 5 kW 減少、case 8-4 は 10 kW 増加した。

(g) Case 9

4 機同時最適化した PSS (P44)を適用した発電機 2 機とファジィ制御の発電機 2 機を組み合わせた結果、4 機に P44 を付加した Case 3 と比較して限界送電電力は Case 9-1 が同等、Case 9-2 は 5 kW 減少、case 9-3 は 10 kW 増加、Case 9-4 は 10kW 増加した。

(h) 適用発電機による差異

以上の 4 機系の試験結果より、

- ・発電機 4 機全てをファジィ制御にした場合、限界送電電力は 4 機同時最適化 PSS (P44)に比べて限界送電電力が増加した (Case 2, Case 3)。

- ・原子力 2 号機のみをファジィ制御とした場合は、4 機同時最適化 PSS (P44)を適用したケースと同等以上の安定度向上効果があるが、原子力 2 号機のみ PSS を付けて最適化した PSS (Pn2)より劣る。しかし、ファジィ制御系のパラメータ調整により安定度がより向上できる可能性は示された (Case 4)。

- ・原子力 1 号機のみ (Case 5), および、原子力 1, 2 号機をファジィ制御した場合 (Case 7)は最適化 PSS と比較し、大幅に限界送電電力が向上した。原子力 2 号機の出力を増加させていくと、無限大母線方向に流れる有効電力が増加し系統電圧が下がるため、各発電機の無効電力出力が増加し、系統電圧を支えるマージンが減少することになる。このため、原子力 1 号機をファジィ制御系とすることで、

その高い電圧制御性が生かされ、限界送電電力が大幅に向上すると考えられる。

・火力 3 号機のみをファジィ制御とした場合は、各種 PSS より限界送電電力が減少する。

しかし、最適化 PSS（Pt3 および P44）は試験系統に発電機を同期させていく段階において、不安定になるため、発電機 4 機を全て系統に並入するまでは、PSS を使用とすることができなかった。これは最適化 PSS が系統条件に敏感すぎる設定になっているためと考えられる。また、ファジィ制御では、有効電力の入力に対して積極的には位相調整をしていないため、本ケースには充分対応できていないことが原因であると考えられる。

・ファジィ制御と 4 機同時最適化 PSS(P44)を混在した場合も上述の、ファジィ制御を原子力 1 号機に適用すると安定度が向上し、火力 3 号機に適用すると安定度が減少するという傾向がみられた。

(2) 3 機系(a) (ナイト断面想定)

3 機系(a) (ナイト断面想定) 試験ケースの結果を表 3.11 に示す。

本試験系統は、4 機系のナイト断面を想定し、火力 3 号機を停止し、負荷をそれぞれ半分にした系統である。

表 3.11 3 機系(a) (ナイト断面想定) 試験結果

Table 3.11 3-machine(a) (Night Condition) Experimental Cases

Case	原子力 2	火力 2	火力 3	原子力 1	限界送電電力	脱調様相
10	F	F	－	F	70 kW	75 kW で持続振動
11	P44	P44	－	P44	45 kW	50 kW で持続振動
12-1	A	A	－	F	60 kW	65 kW で 7 波脱調
12-2	〃	〃	－	Pn1	40 kW	45 kW で振動発散
13-1	P44	F	－	P44	55 kW	60 kW で設定不能
13-2	P44	P44	－	F	70 kW	75 kW で設定不能

(a) Case 10 および 11

4 機系において 4 機同時最適化した PSS をそのまま 3 機に付加した Case 11 の限界送電電力は 45 kW であったのに対して、3 機全てにファジィ制御を適用した

Case10 では，限界送電電力が 70 kW まで増加した。

(b) Case 12

原子力 1 号機を 4 機系において最適化した定数をそのまま適用した Case 12-2 の限界送電電力が 40 kW であったのに対して，原子力 1 号機をファジィ制御した Case 12-1 では，60 kW まで増加した。

(c) Case 13

4 機において 4 機同時最適化した P44 とファジィ制御を組み合わせた Case 13-1, 13-2 は，どちらも 3 機全てに P44 を付加した Case 11 と比較して限界送電電力が増加した。

以上，3 機系(a)（ナイト断面想定）試験ケースの結果は，系統条件が変化した場合でも，現用励磁系と比較し，限界送電電力を増加させることが確認された。

(3) 3 機系(b)（火力 2 号機を停止）

4 機系（基本系統）において火力 2 号機を停止させたケースである，3 機系(b)の試験結果を表 3.12 に示す。

4 機系（基本系統）において原子力 2 号機以外を AVR のみとした Case 4 において，原子力 2 号機にファジィ制御を適用した Case 4-1 は，Pn2 を適用した Case 4-2 より限界送電電力が減少したが，本ケースにおいてはファジィ制御を適用した Case 14-1 の限界送電電力が増加している。

表 3.12 3 機系(b) 試験ケース
Table 3.12 3-machine(b) Experimental Cases

Case	原子力 2	火力 2	火力 3	原子力 1	限界送電電力	脱調様相
14-1	F	－	A	A	65 kW	70 kW で設定不能
14-2	Pn2	－	〃	〃	50 kW	55 kW で振動発散
14-3	P44	－	〃	〃	25 kW	30 kW で持続振動

(4) 2 機系（火力 2，3 号機を停止）

火力 2，3 号機を停止させ，負荷を 1 カ所のみに設置した 2 機系の試験結果を表 3.13 に示す。ファジィ制御を適用した Case 15-1 の限界送電電力は 75 kW と 4 機系（基本系統）に対して最適化した P44 を適用した Case 15-2 の 25 kW を大幅

に上回っている。

表 3.13 2 機系 試験ケース

Table 3.13 2-machine Experimental Cases

Case	原子力 2	火力 2	火力 3	原子力 1	限界送電電力	脱調様相
15-1	F	－	－	F	75 kW	80 kW で設定不能
15-2	P44	－	－	P44	25 kW	30 kW で設定不能

(5) 1 機系 (1 機無限大母線系統)

最も基本的な系統である 1 機無限大母線系統の試験結果を表 3.14 に示す。

2 機系の Case 15 と同様に、ファジィ制御の限界送電電力が現用方式と比較して大幅に上回っている。また、4 機系 (基本系統) に対して最適化した P44 を付加した Case 16-3 は、AVR のみの Case 16-2 より限界送電電力が減少している。

表 3.14 1 機系 試験ケース

Table 3.14 1-machine Experimental Cases

Case	原子力 2	火力 2	火力 3	原子力 1	限界送電電力	脱調様相
16-1	F	－	－	－	70 kW	75 kW で 1 波脱調
16-2	A	－	－	－	35 kW	40 kW で振動発散
16-3	P44	－	－	－	30 kW	35 kW で振動発散

これらの結果は、4 機系と比較し、系統構成・条件が大幅に変化しても有効に動作するファジィ制御のロバスト性の高さを示している。

ファジィ制御を適用した場合の限界送電電力は、火力 3 号機または原子力 2 号機のいずれかのみ、あるいは両機共のみに導入した一部のケース (Case 4-1, Case 6-1, Case 8-3 および Case 9-2) において現用 PSS より減少したものの、その他の全ケースにおいて、ファジィ制御は現用 PSS と比較して限界送電電力を増加させた。

特に、系統構成を変化させた 1～3 機系において、ファジィ制御系のパラメータは 4 機系と同様のものを用いたにもかかわらず、現用 PSS と比較した安定度向上効果は顕著であり、本制御系の高いロバスト性が確認された。

図 3.15 に各試験系統における、全ての発電機がファジィ制御または最適化 PSS (P44) の場合の試験ケースにおける限界送電電力の比較を示す。これより、ファジィ制御は、制御系定数を変えずに基本系統 (4 機系) から系統構成が大幅に

変更された場合にも 20%以上限界送電電力を増加させ，安定度を向上できることが検証された。

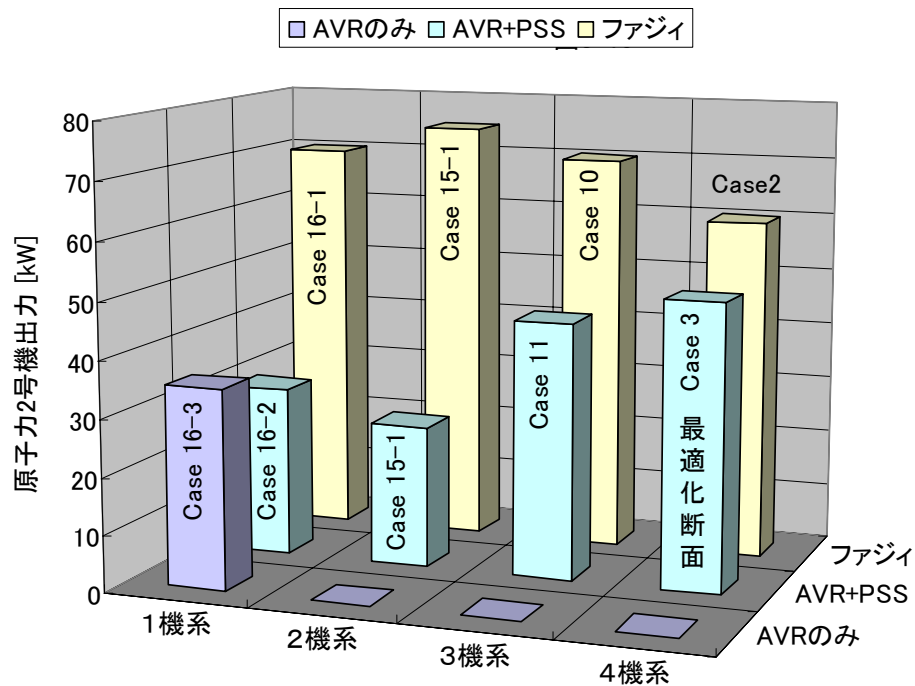


図 3.15 全ての発電機がファジィ制御または最適化 PSS (P44) の場合の
限界送電電力の比較

Fig. 3.15 Comparison of Power Transfer Limit Between
Fuzzy Excitation Control System and PSS (P44)

3.3 第3章の結論

より一層の適応性，ロバスト性を発揮させるため，第2章で提案したファジィ励磁制御方式に，界磁電圧指令値偏差(ΔE_f)に乗じる進み遅れ要素の遅れ側(分母)の時定数 τ の大きさをオンラインで変更する方式を開発・追加し，また有効電力入力に関わるフィルタ等に改良を加えた。

この方式を，交・直流電力系統シミュレータの4機の回転形模擬発電機に導入し，長周期・弱制動の複雑な動揺モードが存在する長距離串形4機無限大母線系統において本制御系と定数最適化を施した既設のPSS付超速応励磁制御方式との比較試験を行った。

試験の結果，ファジィ励磁制御システムは系統構成および運転状態が大幅に変化しても，制御系の定数を変えずに，20%以上限界送電電力を増加させることができることを確認した。ただし，一部のケースでは，その断面で最適化したPSSより限界送電電力が低下する場合もみられた。

また，本制御系には多くのメンバーシップ関数やフィルタの時定数などがあるが，4つの主要なパラメータを調整することで諸条件に対応できることを確認し，これらパラメータの発電機本体の特性に応じた設定の考え方を明らかにした。

第 3 章の参考文献

- [3-1] Y. Kitauchi, H. Taniguchi, “Experimental Verification of Fuzzy Excitation Control System for Multi-Machine Power System”, IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 12, No. 1, March 1997 (IEEE PES Summer Meeting, 96 SM 574-4-EC, July 28 - Aug. 1, 1996)
- [3-2] 熊野, 北内, 谷口, 「ファジィ発電機励磁制御方式の多機系統への適用」, 電力中央研究所 研究報告, T92047, H5(1993)年 4 月
- [3-3] 熊野, 北内, 谷口, 「ファジィ発電機励磁制御方式の多機系統への適用」, 電気学会電力技術研究会, H5(1993), PE-93-157
- [3-4] 北内, 藤田, 谷口, 「ファジィ発電機励磁制御システムの長距離串型 4 機無限大母線系統における実験的検証」, 電力技術研究会, H6(1994), PE-94-129
- [3-5] 北内, 谷口, 「ファジィ発電機励磁制御システムの実験的検証ー長距離串型系統における安定度向上効果ー」, 電力中央研究所 研究報告, T94008, H7(1995)年 2 月
- [3-6] 町田, 他: 「交流・直流電力系統シミュレータの開発」, 電中研総合報告, No. 117, S59(1984)年
- [3-7] 吉村, 内田, 「電力系統の定態安定度向上対策 (その 4) ー2 入力形 PSS 最適化によるロバスト安定化効果ー」, 電力中央研究所 研究報告 T96027, H9(1997)年
- [3-8] K. Yoshimura, N. Uchida, “Multi input PSS Optimization Method for Practical Use by Considering Several Operation Conditions”, IEEE PES Winter Meeting’ 99 (Proceedings), Feb. 1999

第4章 長周期動揺抑制用 多入力 PSS の開発

本章では，より一層の長距離・大電力送電により発電機の内部相差角 δ が 90 度以上になる場合に，従来形の $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS より高い長周期動揺抑制能力を持つ多入力 PSS を開発した。現用方式との適合性および現用方式からの移行性を高めるため， $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS に新たに入力を加える形で，多入力 PSS を構成している。

長周期の電力動揺に対するダンピング性能に加え，電力系統の構成や潮流条件の変化に対するロバスト性をさらに高めるため，多入力 PSS には，現用の $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS の入力として無効電力 (ΔQ) と端子電圧および有効電力の変化速度 (dE_a , dP) を新たに追加した。さらに，系統事故後の過渡動揺第 1 波の安定性を高めるため，第 2 章で開発したファジィ励磁制御方式に組み込んだ v 回路を多入力 PSS にも追加した。

送電線亘長の異なる 3 つの 1 機無限大母線系統に対し，多入力 PSS を含む 3 種類の PSS 方式を適用した場合の安定度向上効果を，線形モデルによる解析および電力系統安定度解析プログラム (Y 法) によるシミュレーション計算により比較した。その結果，多入力 PSS はすべての系統，特に内部相差角差が大きな，長周期動揺が発生しやすい系統条件においても，優れたダンピング性能を発揮し，高いロバスト性を有することを明らかとした。

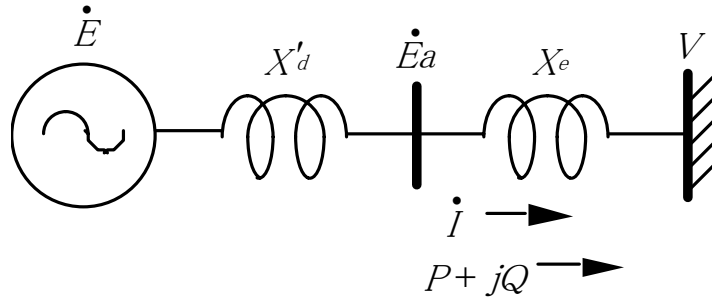
また，1 機無限大母線系統における多入力 PSS の定数設計の考え方を示した。

4.1 多入力 PSS の開発^[4-1~4-6]

4.1.1 無効電力 Q 入力の効果

発電機内部電圧と無限大母線電圧の内部相差角 δ が 90 度以上となるような長距離・大電力送電系統において，無効電力偏差 ΔQ 入力を PSS 入力へ加える効果を図 4.1 に示す 1 機無限大系統と X_d' 背後電圧一定モデルを用いて説明する。

図 4.1 に示すモデルにおいて，有効電力 P ，無効電力 Q およびそれぞれの内部相差角 δ に対する変化率 $\partial P / \partial \delta$ ， $\partial Q / \partial \delta$ は以下のように求められる。



$$X_d' = 0.419 \text{ [pu]}, X_e = 0.5 \text{ または } 1.1 \text{ [pu]}$$

図 4.1 1 機無限大系統と X_d' 背後電圧一定モデル

Fig. 4.1 1-machine to Infinite Bus System & X_d' model

$$\dot{E} = E \cos \delta + jE \sin \delta \quad (4.1) \text{ 式}$$

$$\dot{I} = \frac{E}{X_d' + X_e} \sin \delta + j \frac{V - E \cos \delta}{X_d' + X_e} \quad (4.2) \text{ 式}$$

$$\begin{aligned} \dot{E}a &= \dot{E} - jX_d' \dot{I} \\ &= \frac{X_d' V + X_e E \cos \delta}{X_d' + X_e} + j \frac{X_e}{X_d' + X_e} E \sin \delta \end{aligned} \quad (4.3) \text{ 式}$$

$$P + jQ = \dot{E}a \dot{I}^* \quad (4.4) \text{ 式}$$

より,

$$P = \frac{E V}{X_d' + X_e} \sin \delta \quad (4.5) \text{ 式}$$

$$Q = \frac{(X_d' - X_e) E V \cos \delta - X_d' V^2 + X_e E^2}{(X_d' + X_e)^2} \quad (4.6) \text{ 式}$$

$$\frac{\partial P}{\partial \delta} = \frac{E V}{X_d' + X_e} \cos \delta \quad (4.7) \text{ 式}$$

$$\frac{\partial Q}{\partial \delta} = \frac{(X_e - X_d') E V}{(X_d' + X_e)^2} \sin \delta \quad (4.8) \text{ 式}$$

図 4.1 において，過渡リアクタンス X_d' を 0.419 pu，外部リアクタンス X_e は，0.5 pu または 1.1 pu とした場合の P と Q を図 4.2 に， P ， Q の変化率 $\partial P / \partial \delta$ と $\partial Q / \partial \delta$ を図 4.3 にそれぞれ示す。

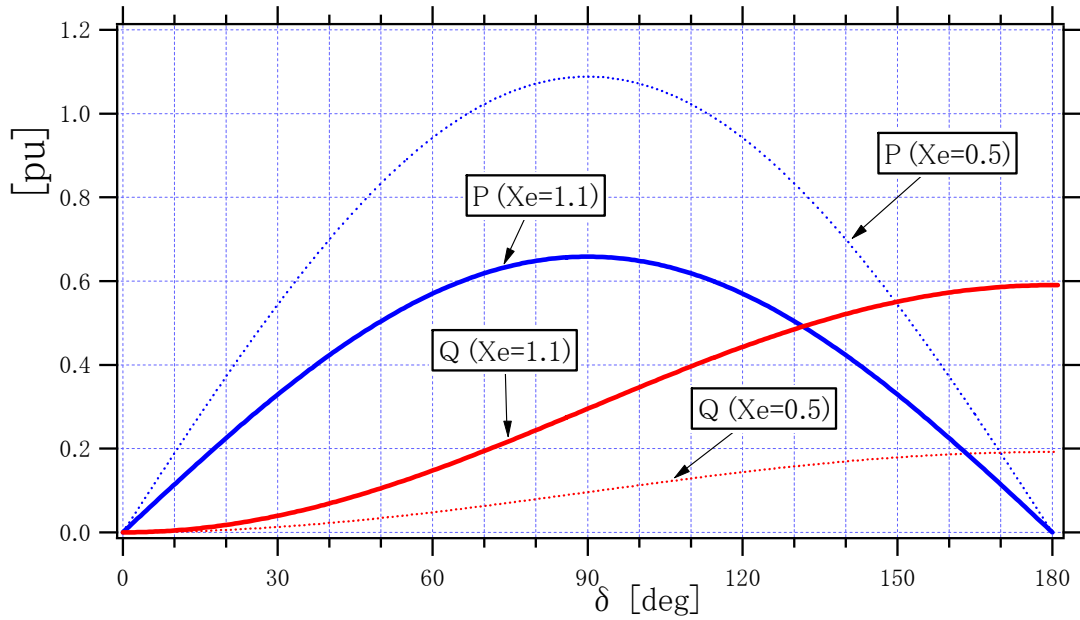


図 4.2 δ と P ， Q
Fig. 4.2 δ vs. P ， Q

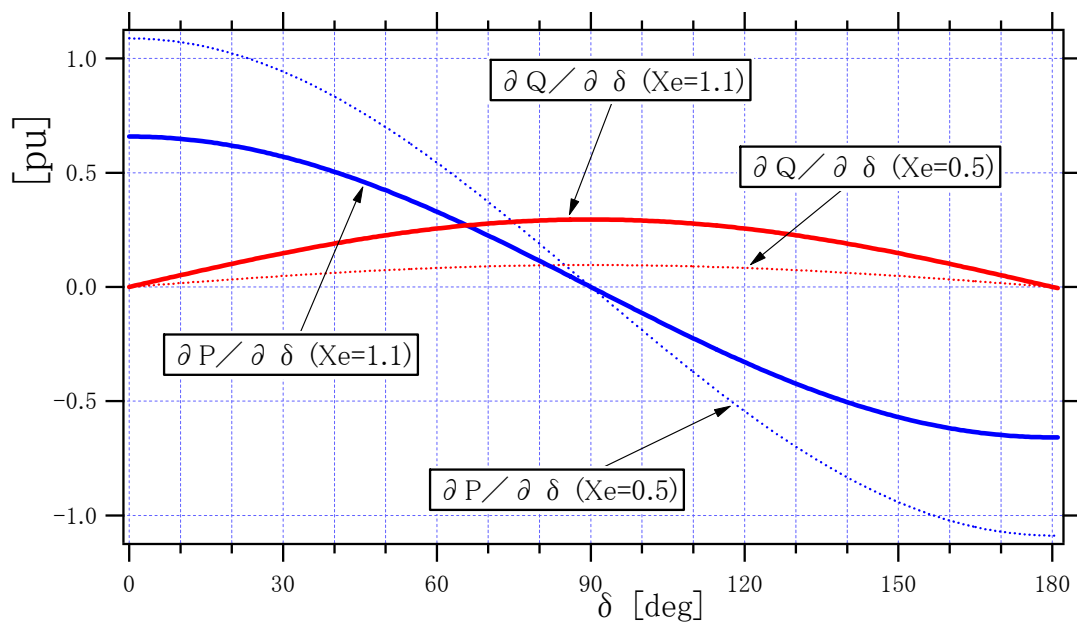


図 4.3 δ と P ， Q の変化率
Fig. 4.3 δ vs. Changing rate of P ， Q

図 4.2 より，安定度的に厳しく，発電機の内部相差角 δ が 90 度を超えるような場合， δ の動きに対して有効電力 P は非線形性が強いが，無効電力 Q は δ が 90 度前後ではほぼ線形であることがわかる。

次に図 4.3 より， δ の変化に対する P と Q の変化率を $X_e = 0.5$ と 1.1 pu の場合で比較する。 $X_e = 0.5$ pu の場合， δ が 約 86～94 度の間だけ， Q の変化率の絶対値が P のそれより大きいのにに対して， $X_e = 1.1$ pu の場合， δ が約 67～113 度の広範囲において Q の変化率が P より大きい。この傾向は，系統リアクタンス X_e が大きいほど強くなる。また， P の変化率の絶対値が小さいと発電機回転数 ω の変化率も小さくなる。発電機の内部相差角 δ が 90 度付近に達するような長距離送電系統において， δ が 90 度付近で動揺した場合，無効電力 Q の変動量は，有効電力 P の変化率および発電機回転数 ω の変動量と比較して大きく，かつ， δ の動きにほぼ比例する。このため， Q を PSS の入力とすることで，ダンピング向上に貢献することができる。

4.1.2 多入力 PSS

(1) 短周期成分の抑制

複数入力 PSS ($\Delta P + \Delta \omega$ 形) に ΔQ 入力を追加する際， Q 入力を進み遅れ要素で若干位相を進ませて正で入力していることから，

端子電圧 E_a 上昇 → 遅れ側の無効電力 Q 増加 → PSS 出力増加
→ 界磁電圧 E_f 上昇 → 端子電圧 E_a 上昇

という正のフィードバックが生じ，端子電圧 E_a に短周期成分（周期 0.1 秒程度）が発生する可能性がある。これを防ぐために，端子電圧変化速度 dE_a を PSS 入力として追加した。

また，0.1 秒程度の短い期間では内部相差角 δ はほとんど動かないとすれば，(4.5)式より，

$$P = \frac{E V}{X'_d + X_e} \sin \delta \quad (4.5) \text{式 (再掲)}$$

内部電圧 E と有効電力 P は比例関係にあり，端子電圧 E_a と有効電力もほぼ比例しているので，有効電力変化速度 dP を入力することでも端子電圧の短周期成分を抑制することができる。

系統条件によっては， dE_a ， dP のどちらか一方を追加すれば短周期成分を抑制できる場合もあるが， Q の変化に対する dE_a および dP の変化の大きさは系統条件によって異なるため，両方を PSS 入力に追加した。

なお、相差角 δ が小さく、比較的安定な送電系統においてはこの $\Delta Q + dE_a + dP$ 入力はかならずしも安定化に貢献しない。しかしながら、このような系統では ΔP および $\Delta \omega$ 入力の効果が大きいいため、特に問題にならない。

(2) 多入力 PSS のブロック線図

開発した多入力 PSS ($\Delta P + \Delta \omega + \Delta Q + dE_a + dP$ 形) を図 4.4 に示す。多入力 PSS の実際の入力としては、端子電圧 E_a 、有効電力 P 、無効電力 Q 、回転数 ω を用いており、これらの値に検出遅れとして時定数 0.02 秒の一次遅れを追加し、時定数 5 秒の不完全微分により ΔP 、 ΔQ 、 $\Delta \omega$ を求め、時定数 0.1 秒の不完全微分により変化速度 dE_a 、 dP を求めている。

また、負荷遮断時などの端子電圧の上昇を抑制するため、有効電力 P が 0.05 pu 以下の場合、無負荷とみなし、 ΔP 、 ΔQ 、 $\Delta \omega$ 、 dP の値を出力しない。

[図 4.4 のブロック (26) および (27) を参照、番号をブロック図の右肩に記述]

4.1.3 多入力 PSS のパラメータ設定方法

図 4.4 に示す多入力 PSS の各パラメータの設定手順について、以下に述べる。図 4.4 では、 P 、 Q 、 ω の各入力に対する進み遅れ要素を簡単のため 1 段のみとしているため、設定すべきパラメータは $T_1 \sim T_6$ 、 K_P 、 K_Q 、 K_ω である。

(1) パラメータ設定用のモデル系統の作成

対象系統と同じ周期のローカル動揺（周期 1 秒程度）が発生する 1 機無限大母線モデルと対象系統と同じ長周期動揺（周期 2 秒程度）が発生する 2 つの 1 機無限大系統を作成する。以下、短周期用系統と長周期用系統と称する。なお、長周期動揺を再現するためには、一般に、中間負荷を必要とする。

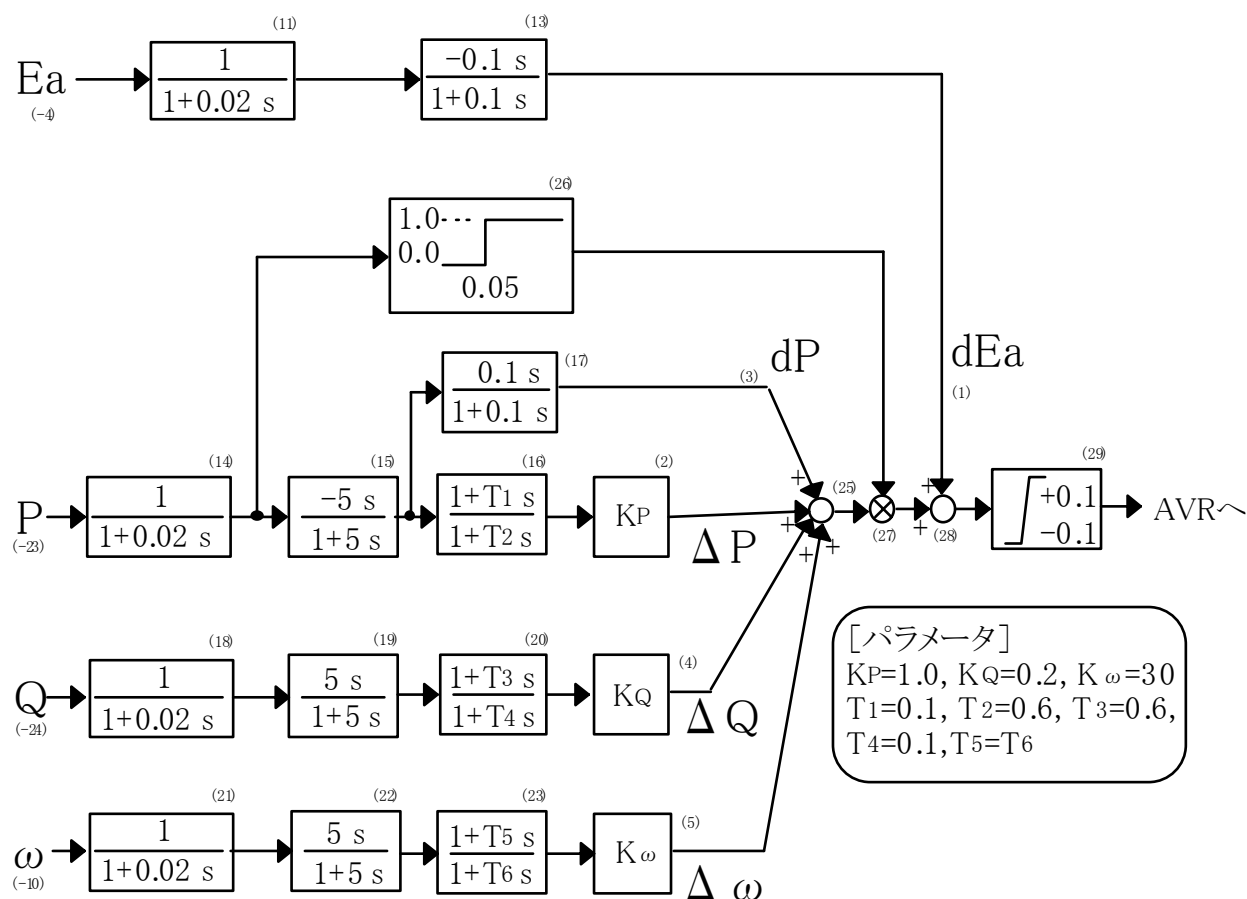


図 4.4 多入力 PSS ($\Delta P + \Delta \omega + \Delta Q + dEa + dP$ 形)

Fig. 4.4 Multi-Input PSS ($\Delta P + \Delta \omega + \Delta Q + dEa + dP$ Type)

(2) P 入力の進み遅れ要素の時定数 T_1 , T_2 およびゲイン K_P

短周期用系統において、 ΔP 形 PSS の定数設定を行う。同期化力係数 K_s 、ダンピングトルク係数 K_d (付録 3 を参照) を周波数 0.9Hz 以上 (周期 1.1 秒以下) で改善させるように K_P および、進み遅れ要素の時定数 T_1 , T_2 を調整する。

その値を用いて動特性計算を行い K_P , T_1 , T_2 の微調整を行う。

(参考値 : $T_1 = 0.02 \sim 1.0$, $T_2 = 0.02 \sim 1.0$, $K_P \leq 1.0$)

(3) ω 入力の進み遅れ要素の時定数 T_5 , T_6 およびゲイン K_ω

長周期用系統において、 K_s , K_d を周波数 1.1 Hz 以下 (周期 0.9 秒以上) で改善させるように K_ω および、進み遅れ要素の時定数 T_5 , T_6 を調整する。

その値を用いて動特性計算を行い K_ω , T_5 , T_6 の微調整を行う。

(参考値 : $T_5 = 0.02 \sim 0.5$, $T_6 = 0.02 \sim 0.5$, $K_\omega \leq 30$)

(4) $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS の定数調整

上記(2), (3)で求めた ΔP 形 PSS と $\Delta \omega$ 形 PSS を加算して, $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS を構成する。対象系統に $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS を適用し, 動特性計算を実施し, 必要ならば定数の微調整を行う。なお, 対象系統における動特性計算ができない場合は, 上記の短周期系統および長周期系統の両方で動特性計算を実施する。

(5) Q 入力の進み遅れ要素の時定数 T_3 , T_4 およびゲイン K_Q

$\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS に $\Delta Q + dE_a + dP$ を加えて多入力 PSS とし, 長・短周期の両系統において, K_s , K_d を両系統の動揺周期において増加させるように K_Q および進み遅れ要素の時定数 T_3 , T_4 を調整し, その値を用いて動特性計算を行い T_3 , T_4 および K_Q の微調整を行う。

一般に, 短周期用系統においては Q 入力の効果はあまり期待できないため, K_s , K_d を無理に増やす方向に調整する必要はない。 ΔQ 入力の進み遅れ要素は, 周期 1~2 秒の範囲で位相が進むように (図 4.4 に示す多入力 PSS では約 40 度進ませている) 調整する必要があるが, 定常および過渡ゲインを大きくし過ぎると振動ぎみになることがあるため注意が必要である。特に多機系統に適用する場合, K_Q が大き過ぎると, 隣接する発電機と無効電力のやりとりを行う場合があるので注意が必要である。

(参考値 : $T_3 = 0.1 \sim 1.0$, $T_4 = 0.1 \sim 1.0$, $K_Q = 0.05 \sim 0.3$)

(6) 仕上げ調整

上記で求めたパラメータ $T_1 \sim T_6$, K_P , K_Q , K_ω を, 対象発電機を設置予定の電力系統モデルに適用した動特性計算により仕上げ調整を行い, 各パラメータを決定する。

以上の多入力 PSS のパラメータ設定手順の概要を図 4.5 にまとめる。

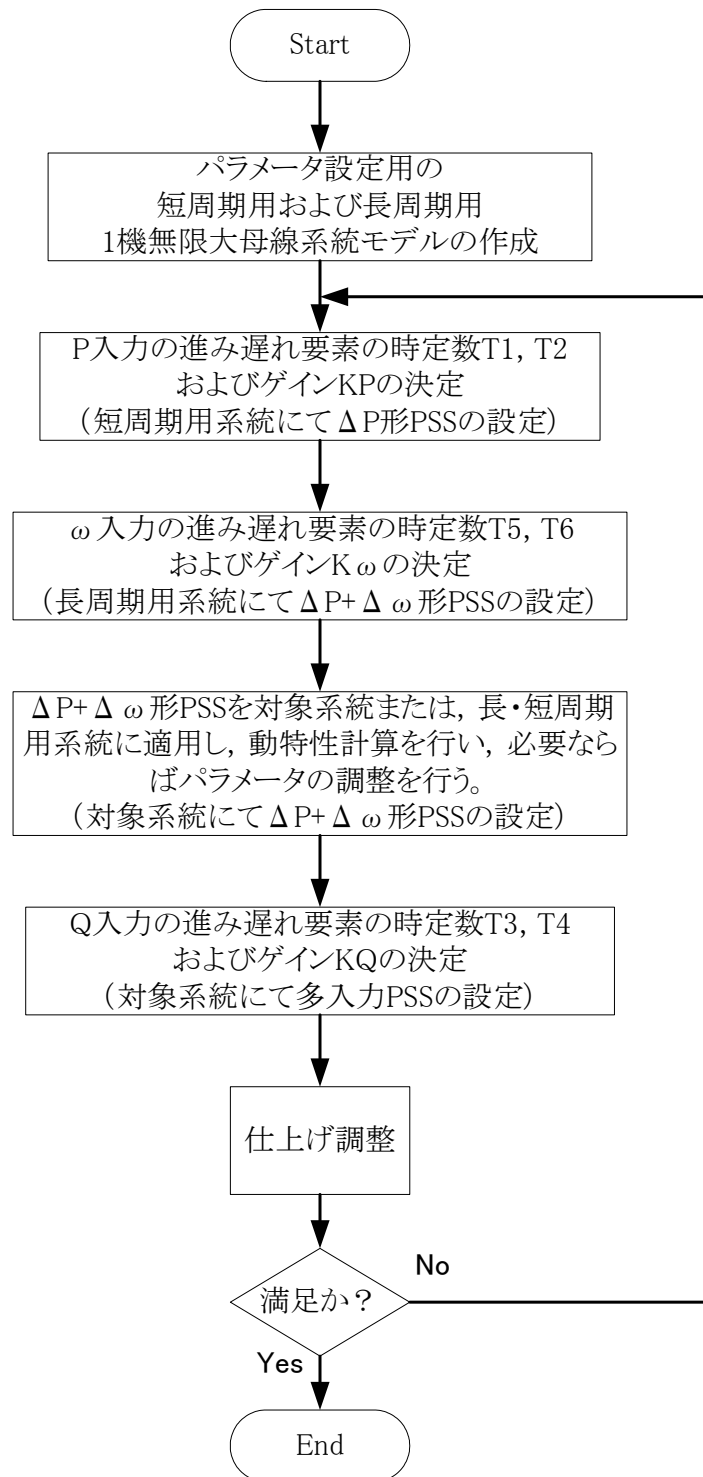


図 4.5 多入力 PSS の定数設定法の概要

Fig. 4.5 Outline of the Parameter Tuning Scheme for the Multi-Input PSS (MPSS)

4.1.4 過渡安定度向上論理

系統事故・除去後の過渡動揺第1波における過渡安定度を向上させるために、前章のファジィ励磁制御系で開発した、図4.6に示す「過渡安定度向上論理」（以下、 v 回路と称する）によって計算された v を発電機のAVRに加算する。この v 回路は、端子電圧 E_a が端子電圧設定値 E_{as} より0.2 pu以上低下するような発電機至近端の系統事故時除去後に、界磁電圧 E_f を発電機励磁系のシーリング電圧まで突き上げることで、過渡第1波の同期化力を高めることができる。

一方、系統事故時に端子電圧 E_a の低下が0.2 puより小さい時は、事故地点が対象発電機より遠方であると予想されるため、この v 回路動作は必要ないと考えている。

なお、第2章で述べたファジィ励磁制御系では、 v 回路の解除条件を、

$$E_a - E_{as} \geq 0.2 \quad \text{または} \quad \Sigma \Delta P \leq -20.0 \quad (4.9) \text{式}$$

のように、一定値としたが、本章では、次式のように、系統事故中の $\Sigma \Delta P$ の最大値に対する割合で解除することとし、

$$E_a - E_{as} \geq 0.2 \quad \text{または} \quad \Sigma \Delta P \leq \Sigma \Delta P_{\max} \times \alpha \quad (4.10) \text{式}$$

として、より適応性を高めている（記号は図4.6を参照のこと）。

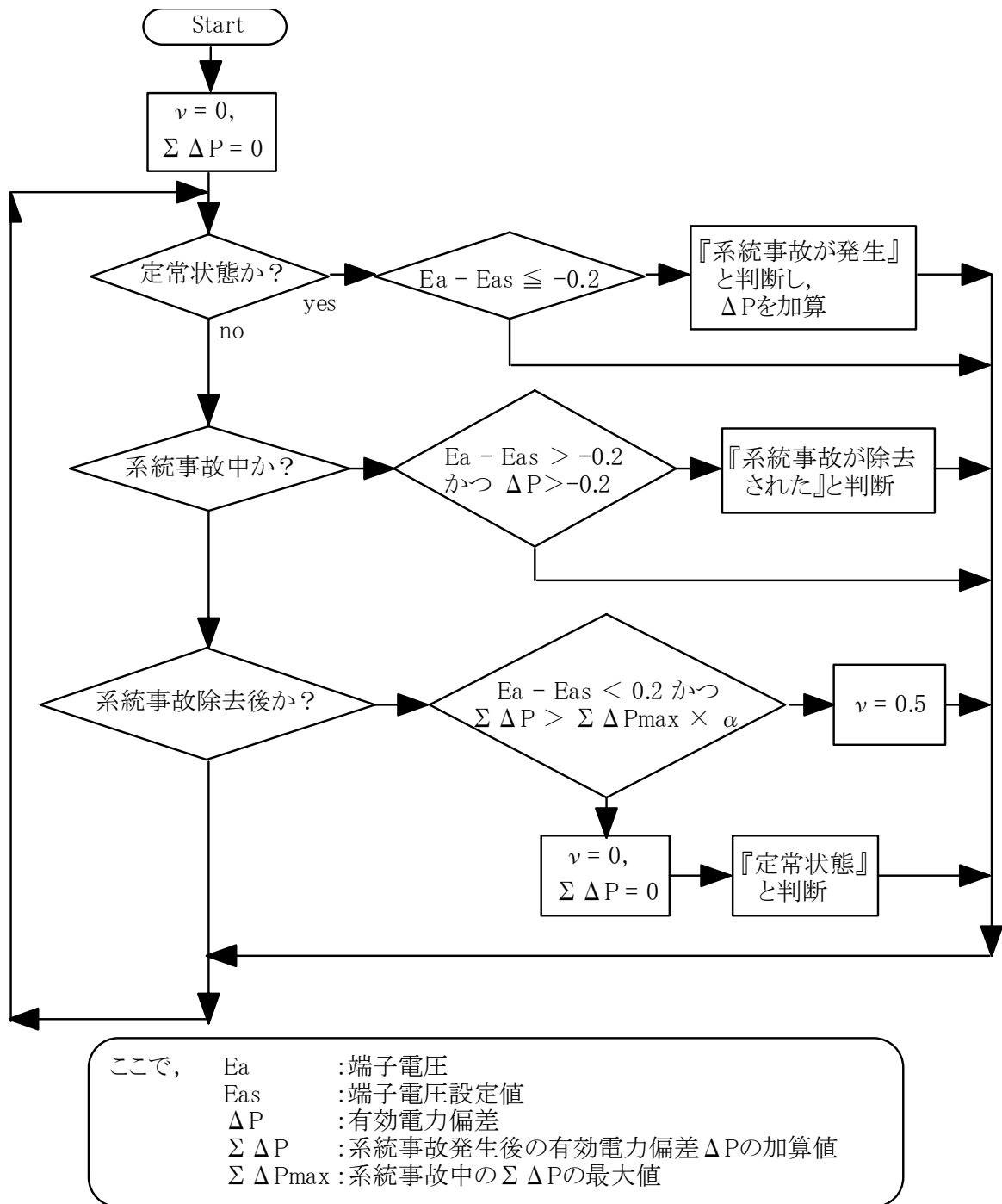


図 4.6 過渡安定度向上論理 (ν回路) ブロック線図

Fig. 4.6 Block Diagram of the Logic for Improving the Transient Stability

4.2 シミュレーションによる検証

4.2.1 検討対象モデル

多入力 PSS および過渡安定度向上論理の効果およびロバスト性の確認，制御系定数設定の検討に用いたモデル系統，発電機および励磁制御系を以下に示す。

(1) モデル系統

最も基本的な系統である，1 機無限大系統における送電線互長の違いによる多入力 PSS の効果を確認するために，図 4.7(a)，図 4.7(b)に示した二つの 1 機無限大系統 A および B を用いた。

なお，線形化時の扱い易さを考慮し，送電線はリアクタンスのみで表現しており，無限大母線電圧も対象発電機の有効・無効電力を常識的な範囲におさめるために，高く設定してある。

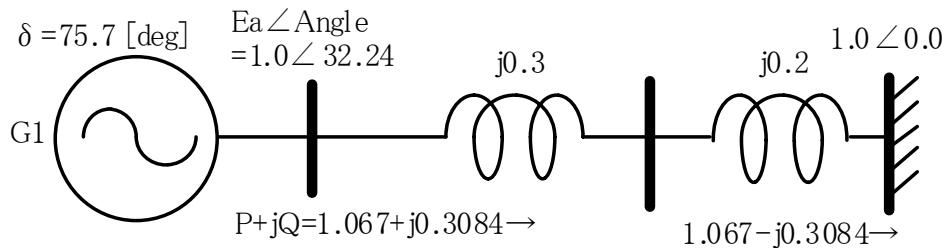


図 4.7(a) 1 機無限大系統 A (中間負荷なし)

Fig. 4.7(a) 1-machine to Infinite Bus Model A

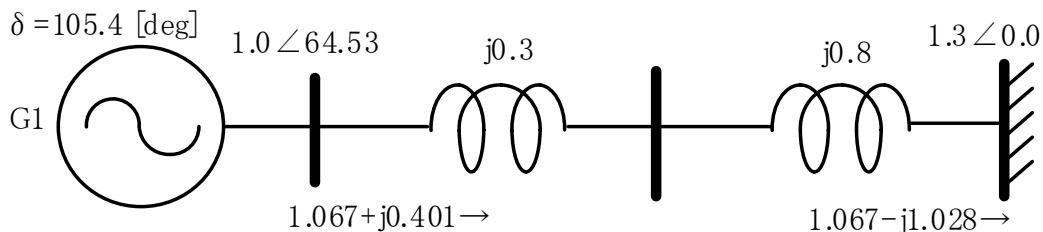


図 4.7(b) 1 機無限大系統 B (中間負荷なし)

Fig. 4.7(b) 1-machine to Infinite Bus Model B

系統をより長くした場合の効果を確認するために、図 4.7(c)に示す 1 機無限大系統 C（中間負荷あり）を用いた。

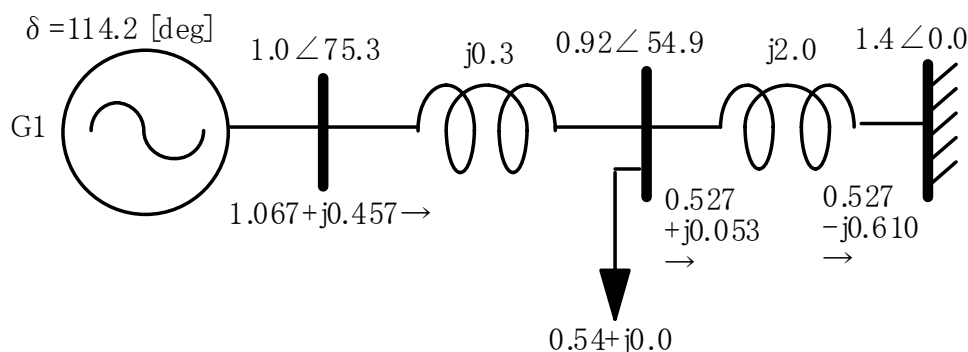


図 4.7(c) 1 機無限大系統 C（中間負荷あり）

Fig.4.7(c) 1-machine to Infinite Bus Model C

(2) 発電機および励磁制御系

検討に使用した発電機 G1 の定数を表 4.1 に、発電機励磁制御系を図 4.8 にそれぞれ示す。図 4.6 に示した過渡安定度向上論理（ v 回路）は、（財）電力中央研究所の電力系統動特性解析プログラム（Y 法）の S ブロック（スペシャルブロック）で実現して付加しており、図 4.4 に示した多入力 PSS の出力を補助信号として AVR に入力している。なお、 v 回路の解除条件のパラメータ α は発電機および制御系の遅れなどを考慮して 0.3 とした。

表 4.1 発電機 G1 の定数（1,300 MVA 自己容量ベース）

Table 4.1 Constants of the Generator G1

X_l [pu]	X_d [pu]	X_d' [pu]	X_d'' [pu]	X_q [pu]	X_q'' [pu]	T_{do}' [sec]	T_{do}'' [sec]	T_{qo}'' [sec]	T_a [sec]	M [sec]
0.205	1.516	0.419	0.304	1.516	0.285	5.427	0.0372	0.144	0.25	8.437

4.2.2 線形化モデルによる検証

(1) 多入力 PSS 付発電機励磁系の線形化モデル

図 4.8 に示した多入力 PSS 付発電機励磁系の線形化を行った。線形化ブロック図を図 4.9 に示す。

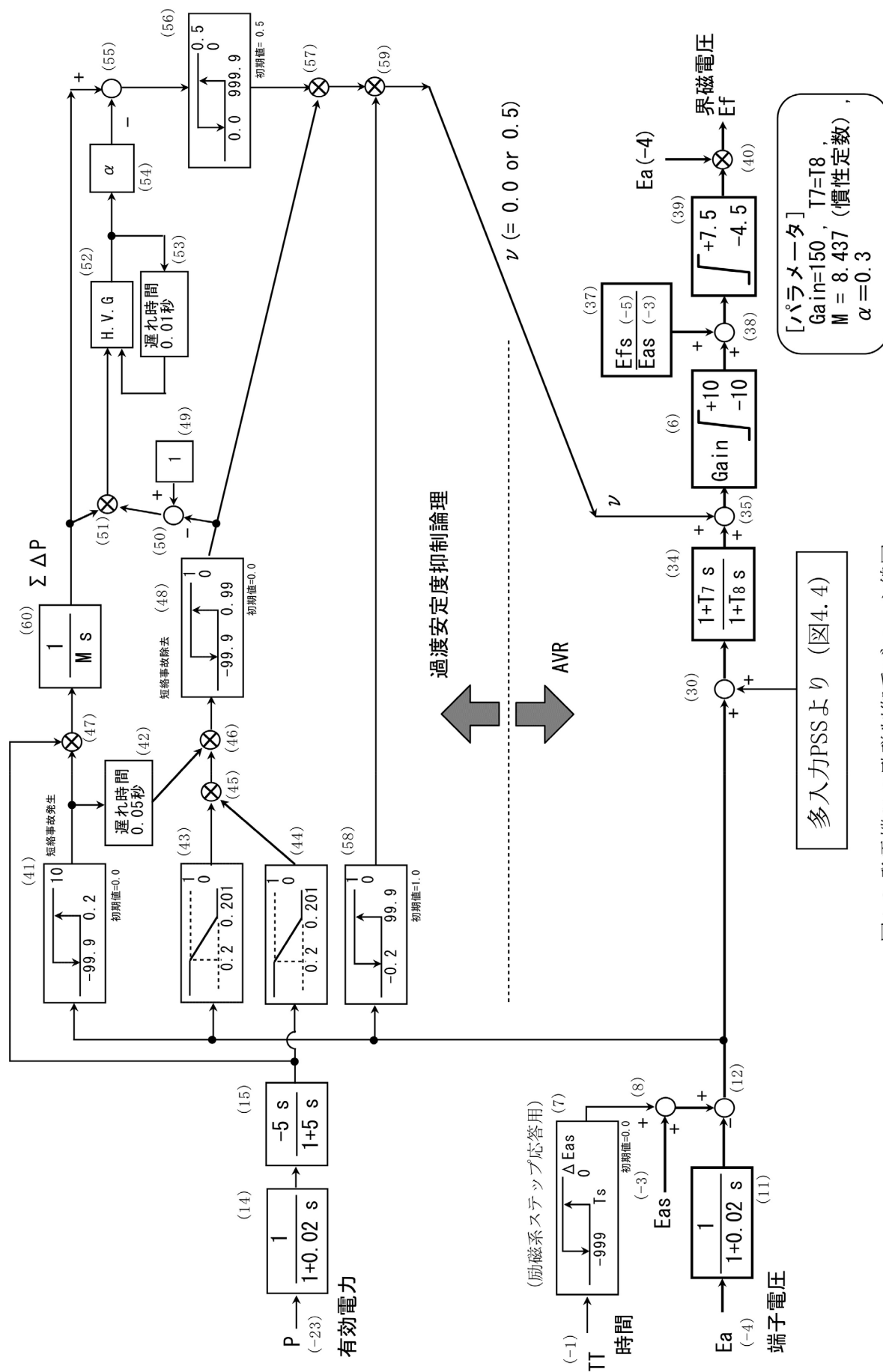


図4.8 発電機G1の励磁制御系ブロック線図
Fig. 4.8 Generator Excitation Control System for G1

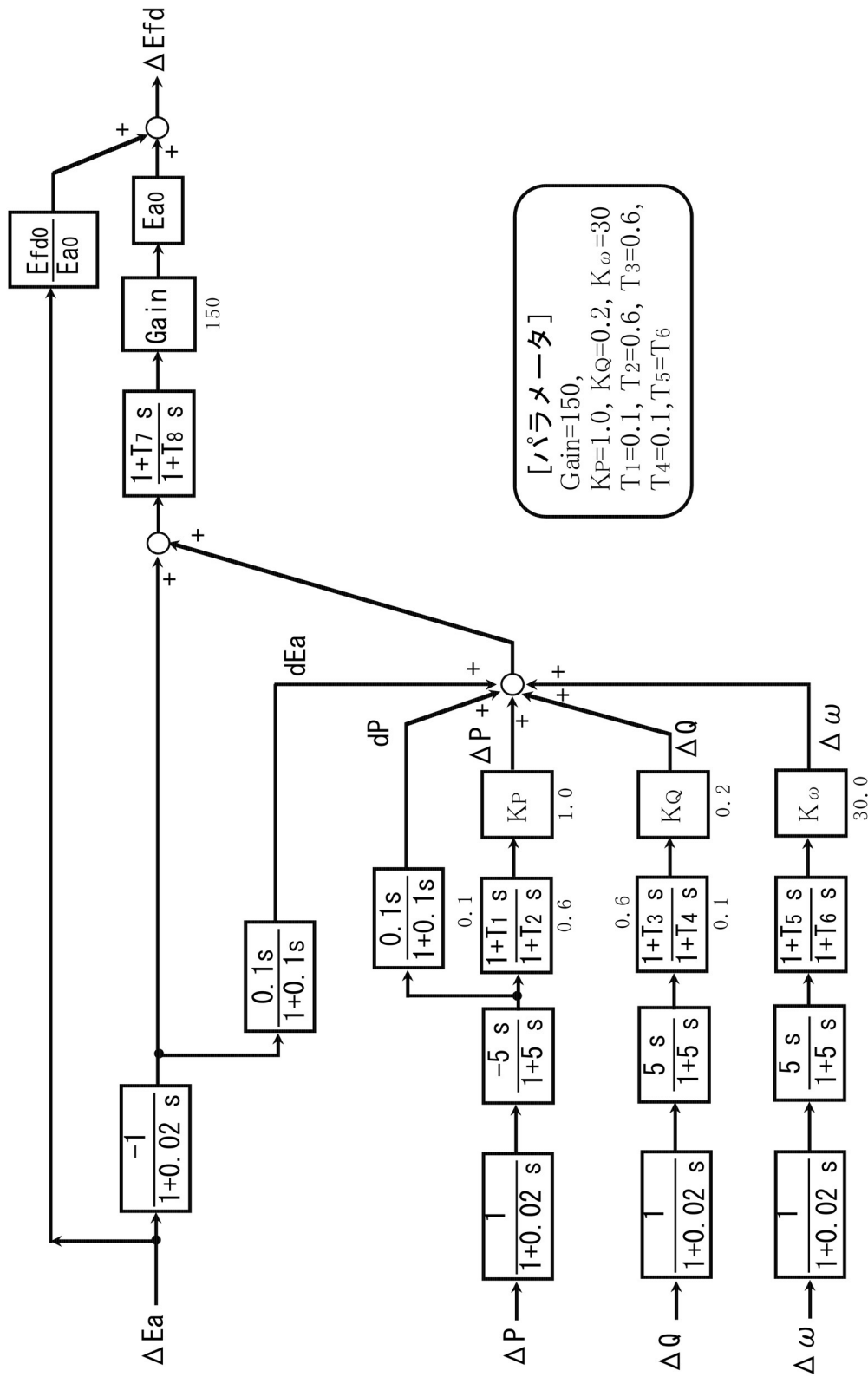
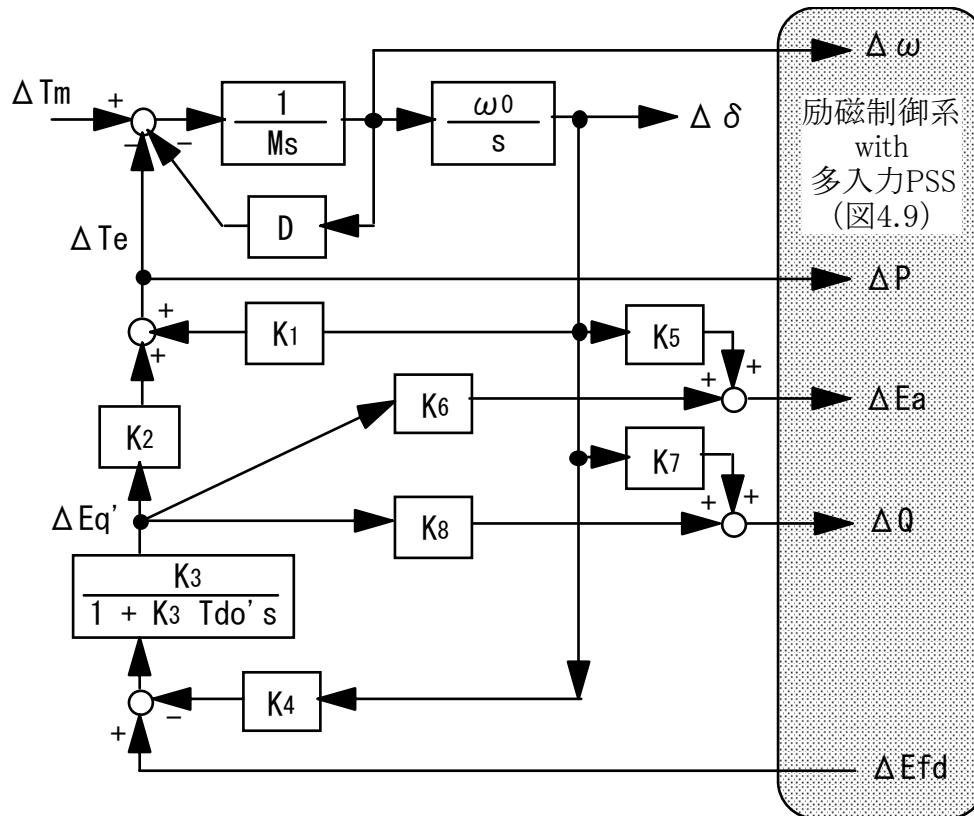


図 4.9 多入力PSS付発電機励磁制御系 線形化ブロック図
Fig. 4.9 Linearized Generator Excitation Control System with Multi-Input PSS

(2) 一機無限大系統の線形化モデル

多入力 PSS の効果を理論的な側面から検証するために、図 4.7(a) (b) (c) に示した 1 機無限大系統 A, B, C について図 4.10 に示すように線形近似モデル (Heffron モデル^[4-7]) を作成した。



(ΔT_m : タービントルク, ΔT_e : 発電機電磁トルク, M : 単位慣性定数)

図 4.10 1 機無限大系統 線形近似モデル

Fig. 4.10 1-machine to Infinite Bus Linearized Model

図 4.10 の線形近似モデルの係数 $K_1 \sim K_8$ を表 4.2 に示す。
(係数 $K_1 \sim K_8$ の導出は、付録 2 を参照のこと)

表 4.2 1 機無限大系統 線形近似モデルの係数 K の値

Table 4.2 Coefficient K of 1-machine to Infinite Bus Linearized Model

系 統	負 荷	合 計 *1	ΔP				ΔE_a		ΔQ	
			K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8
A	無	0.5	0.6653	0.9023	0.4935	0.9898	-0.1542	0.4486	0.2255	1.1334
B	無	1.1	0.1009	0.6797	0.6276	0.7456	-0.3279	0.5899	0.4463	1.0050
C	有	2.3	-0.2516	0.9761	0.6817	0.2669	-0.2546	0.8152	0.3398	0.7460

(注) *1: 外部リアクタンスの合計 [pu]

(3) 同期化力係数 K_s とダンピングトルク係数 K_d の算出および考察

多入力 PSS (図 4.4, 図 4.10 参照) の入力である ΔP , $\Delta \omega$, ΔQ , dE_a , dP のそれぞれの効果を比較するために, 表 4.3 に示す対象系統に対して, 発電機 G1 に表 4.4 に示す励磁系を適用した場合について同期化力係数 K_s とダンピングトルク係数 K_d をそれぞれ求めた。(K_s , K_d の計算方法は付録 3 を参照。)

なお, $\Delta P + \Delta \omega + \Delta Q + dE_a + dP$ 形 PSS を「多入力 PSS」と称する。

表 4.3 対象系統

Table 4.3 System Models

Case*1	1 機無限大 系統名	内部相差角 の初期値 δ_0	負荷の 有無	系統リアクタ ンス (合計)	固有周波数 *2	図
1-?	系統 A	75.7 [deg]	無	0.5 [pu]	0.95 [Hz]	図 4.7(a)
2-?	系統 B	105.4 [deg]	無	1.1 [pu]	0.63 [Hz]	図 4.7(b)
3-?	系統 C	114.2 [deg]	有	2.3 [pu]	-*3	図 4.7(c)

(注) *1: Case の? に表 4.4 の発電機励磁制御系の番号が入る

*2: AVR のみ (PSS なし) の場合のシミュレーション結果から算出

*3: AVR のみ (PSS なし) では 1 波脱調するため測定不能

表 4.4 Case 表

Table 4.4 Simulation Cases

Case	発電機励磁制御系 (AVR の有無および PSS の入力)	AVR	ΔP	ΔQ	$\Delta \omega$	dEa	dP
		Gain	K _P	K _Q	K _{ω}		
? - 1	AVR + $\Delta \omega$	150	—	—	30	—	—
? - 2	AVR + ΔP + $\Delta \omega$	150	1	—	30	—	—
? - 3	AVR + ΔP + $\Delta \omega$ + ΔQ + dEa + dP	150	1	0.2	30	1	1

(注) ただし, $T_1 = 0.1$, $T_2 = 0.6$, $T_3 = 0.6$, $T_4 = 0.1$, $T_5 = T_6$, $T_7 = T_8$

Case の ? に表 4.3 の対象系統の番号が入る

(a) Case 1 (系統 A)

$\Delta \omega$ 形 PSS (Case 1-1), $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS (Case 1-2) および多入力 PSS ($\Delta P + \Delta \omega + \Delta Q + dEa + dP$ 形 PSS, Case 1-3) の K_s , K_d を図 4.11 示す。

AVR のみ (PSS なし) の場合の Y 法による動特性計算より, 動揺周波数は 0.95 Hz (周期 1.05 秒) であるため, 図 4.11 の 0.95 Hz 付近に着目すると, $\Delta \omega$ 形 PSS (Case 1-1) は, K_s が一番大きい, K_d は一番小さい。多入力 PSS (Case 1-3) は, K_s は $\Delta \omega$ 形より小さいが, K_d は一番大きく, さらに, 0.5 Hz 付近における長周期動揺周期付近でも K_d が一番大きい事がわかる。この事は, 多入力 PSS の長周期動揺抑制効果が高いことを示している。

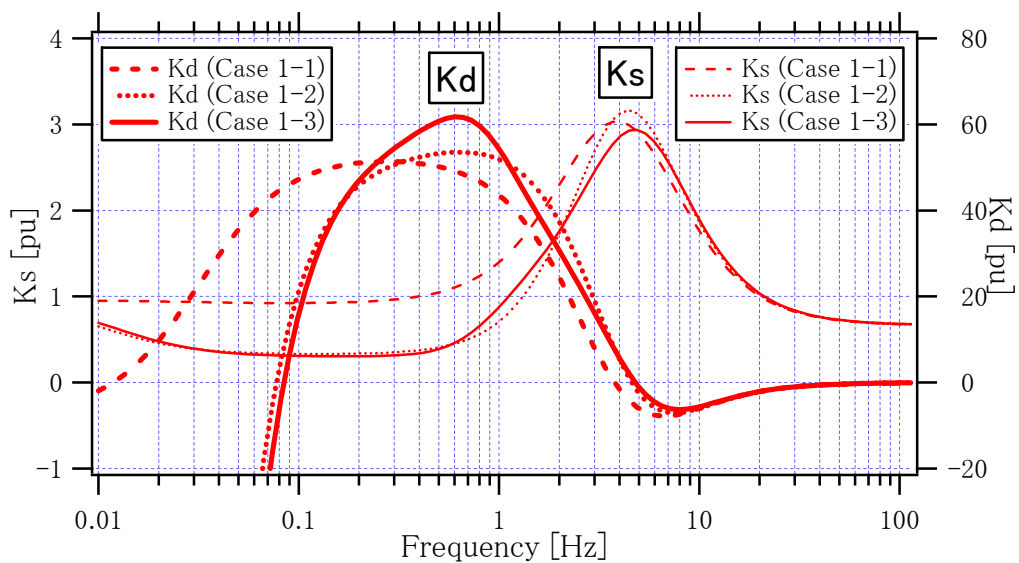


図 4.11 1 機無限大系統 A の K_s , K_d (Case 1-1 ~ 1-3)

Fig. 4.11 K_s & K_d of 1-machine to Infinite Bus System A

(b) Case 2 (系統 B)

Case 1 と同様に、図 4.12 に K_s , K_d を示す。AVR のみ (PSS なし) の場合の Y 法による動特性計算より、動揺周波数は 0.625 Hz (周期 1.60 秒) であるため、図 4.12 の 0.625 Hz 付近に着目すると、多入力 PSS の K_s , K_d は、 $\Delta \omega$ 形および $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS よりも大きく、特に K_d の大きさは顕著である。

系統 B は外部リアクタンスの合計が 1.1 pu と大きく、内部相差角の初期値 δ_0 が 104.5 度であり、90 度を超えている。表 4.2 に示した、 $\Delta \delta$ から ΔQ への係数 K_7 と $\Delta \delta$ から ΔP への係数 K_1 の大きさの比率 (K_7/K_1) を Case 1 と比較すると、Case 1 の (K_7/K_1) が 0.34 であるのに対して、Case 2 では 4.42 となっている。これより、Case 2 では内部相差角偏差 $\Delta \delta$ に対する無効電力偏差 ΔQ が Case 1 よりはるかに大きく、 ΔQ 入力の効果が見れていると考えられる。

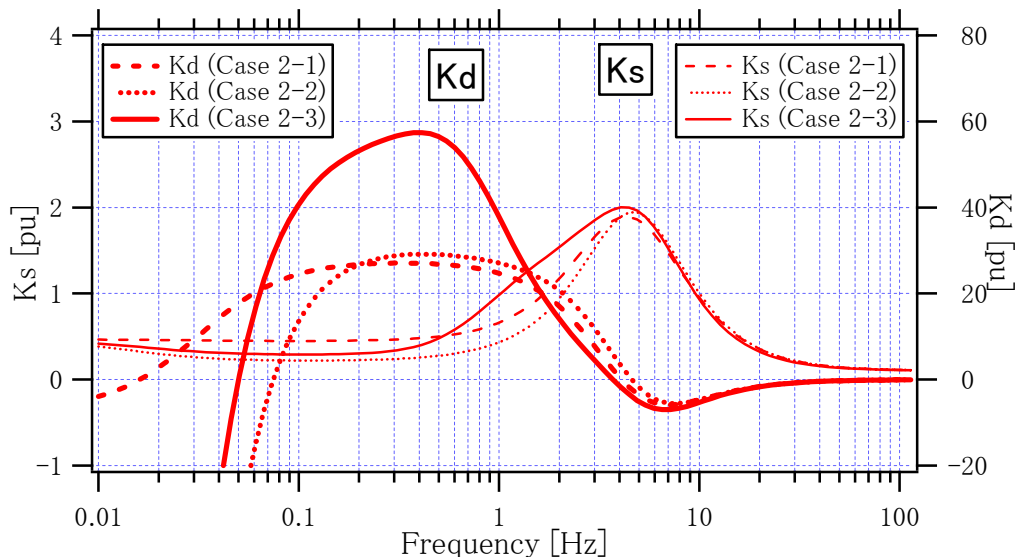


図 4.12 1 機無限大系統 B の K_s , K_d (Case 2-1~2-3)

Fig. 4.12 K_s & K_d of 1-machine to Infinite Bus System B

(c) Case 3 (系統 C)

図 4.13 に K_s , K_d を示す。多入力 PSS は、 $\Delta \omega$ 形および $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS と比較して、周期 1 [Hz] 以上で K_d が下がっているが、 K_s を持ち上げていることがわかる。AVR のみ (PSS なし) の場合は 1 波脱調するために、動揺周期の判定ができないが、着目すべき周波数は、Case 2 よりも長くなっていると予想できるため、1 Hz 以上で K_d が下がることはあまり問題にはならないと考えられる。したがって、多入力 PSS の K_s , K_d は、他の PSS 方式よりも系統 C の安定化に貢献すると考えられる。

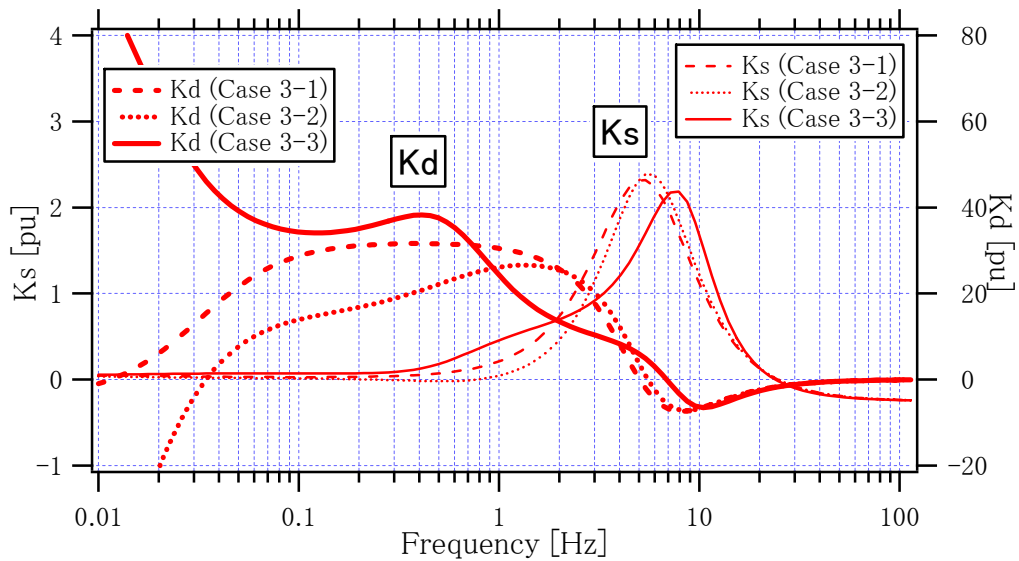


図 4.13 1 機無限大系統 C の Ks, Kd (Case 3-1～3-3)

Fig. 4.13 Ks & Kd of 1-machine to Infinite Bus System C

また、図 4.11～4.13 を比較すると、Case 1, Case 2, Case 3 の順、つまり送電線亘長が長くなり、動揺周波数が低くなるにつれて、多入力 PSS の Kd (太い実線) のピークが周波数の低い方に移動していることがわかる。このことは、多入力 PSS の送電線亘長および動揺周波数に対するロバスト性の高さを示していると考えられる。

(4) 線形化モデルによる検証のまとめ

送電線亘長の異なる 1 機無限大系統 A, B および C に対し、同一の定数を用いた $\Delta\omega$ 形 PSS, $\Delta P + \Delta\omega$ 形 PSS および多入力 PSS を適用した場合の効果を線形化モデルの同期化力係数 Ks およびダンピングトルク係数 Kd を求めて比較した結果、多入力 PSS は、他の PSS 方式と比較して、内部相差角 δ が大きくなる長距離送電系統に対して、その効果を発揮する可能性があることを示した。

多入力 PSS ($\Delta P + \Delta\omega + \Delta Q + dE_a + dP$ 形) の特長を整理するために、多入力 PSS を $\Delta P + \Delta\omega$ 形 PSS に $\Delta Q + dE_a + dP$ 入力を追加した形として考え、 $\Delta Q + dE_a + dP$ 入力の効果という見地から以下にまとめる。

- ・ $\Delta Q + dE_a + dP$ 入力は長周期 (周期 1 秒以上) の範囲で位相を進ませることで、Ks, Kd を増大させ、動揺のダンピングを向上させる効果がある。すなわち、 $\Delta P + \Delta\omega$ にさらに $\Delta Q + dE_a + dP$ を加算することにより、より長周期の動揺に対するダンピン

グを向上させることが確認された。

- ・ ΔQ 入力が進み遅れ要素は、周期 1～2 秒の範囲で位相が進むように調整する必要があるが、定常および過渡ゲインを大きくし過ぎると振動ぎみになり不安定になることがあるため注意が必要である。

- ・ $\Delta Q+dEa+dP$ 成分は短周期（周期 1 秒以下）の範囲で K_s , K_d を減少させることがある。しかし、主要な動揺周期が短周期となる系統においては、線形モデルの係数 K_7 ($\Delta \delta$ から ΔQ への係数) が K_1 ($\Delta \delta$ から ΔP への係数) と比較して小さいこと、短周期範囲では ΔP および $\Delta \omega$ 入力成分が効果的に作用するため、 $\Delta Q+dEa+dP$ 成分による短周期の範囲での K_s , K_d の減少は特に問題にならない範囲であると考えられる。

4.2.3 動特性シミュレーション

(1) 動特性シミュレーション条件

Y 法によるシミュレーション計算により、多入力 PSS の安定度向上効果について検証した。以下にシミュレーション条件を示す。

(a) 系統モデル

系統モデルとして 1 機無限大系統 A, B および C（それぞれ系統 A, 系統 B および系統 C と称する）を用いた（図 4.7(a)(b)(c) 参照）。

(b) 発電機定数

表 4.1 参照。

(c) 励磁制御系

励磁制御系は、過渡安定度向上論理（ v 回路）を付加した超速応形（図 4.8 参照）を用い、 $\Delta \omega$ 形 PSS, $\Delta P+\Delta \omega$ 形 PSS および多入力 PSS ($\Delta P+\Delta \omega+\Delta Q+dEa+dP$ 形) の 3 種類の PSS による比較を行った。なお、各 PSS 方式のパラメータは表 4.5 に示すように、前節までの検討と同一のものをを用いた。

表 4.5 励磁制御系のパラメータ

Table 4.5 Parameter of the Excitation Control System

名 称	値
Gain	150.0
T ₇ , T ₈	T ₇ = T ₈ (スルー)
α (v 回路解除条件)	0.3
K _P	1.0
T ₁	0.1
T ₂	0.6
K _Q	0.2
T ₃	0.6
T ₄	0.1
K _{ω}	30.0
T ₅ , T ₆	T ₅ = T ₆ (スルー)

(d) 系統擾乱条件

系統擾乱条件として以下に示すように小外乱と大外乱を想定した。実系統では、地絡事故の場合、事故回線を開放する必要があるが、ここでは、線形化モデルとの比較のため、送電線を開放せずに事故除去ができるものと仮定した。

・ 小外乱

発電機端の $j0.3$ の送電線のインピーダンスを $j0.3$ から $j0.6$ に 70 msec だけ増加させる。

・ 大外乱

発電機至近端で 3LG (70 msec) (故障除去のみ)

(2) 動特性シミュレーションケース

動特性シミュレーションの Case を表 4.6 に示す。なお、系統 B および系統 C の大外乱のケースは、励磁制御系にかかわらず 1 波脱調となる。

表 4.6 シミュレーションケース

Table 4.6 Simulation Cases

Case	1 機無限大 系統	外乱	PSS の種類
1-1a 1-2a 1-3a	系統 A (負荷無)	小	$\Delta \omega$ 形 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 多入力 PSS ($\Delta P + \Delta \omega + \Delta Q + dEa + dP$ 形)
1-1b 1-2b 1-3b			$\Delta \omega$ 形 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 多入力 PSS
2-1a 2-2a 2-3a	系統 B (負荷無)	小	$\Delta \omega$ 形 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 多入力 PSS
3-1a 3-2a 3-3a	系統 C (負荷有)	小	$\Delta \omega$ 形 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 多入力 PSS

(3) 動特性シミュレーション結果および考察

(a) ケース 1a (系統 A, 小外乱)

$\Delta \omega$ 形 PSS (Case 1-1a), $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS (Case 1-2a) および多入力 PSS (Case 1-3a) のシミュレーション結果を重ねたものを図 4.14 に示す。同図より, 各ケースともに 2 秒以内に速やかにダンピングしている。 $\Delta \omega$ 形 PSS の内部相差角 δ の動揺周期は約 0.63 秒であるが, 他の PSS はダンピングが良すぎて周期の判定ができない。

δ の最大値は大きい順に $\Delta \omega$ 形 PSS, 多入力 PSS, $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS となっており, 図 4.11 で示した, 1.6 Hz (= 1/0.63 [sec]) 付近の同期化力係数 K_s の小さい順には合致していない。図 4.14 において多入力 PSS と $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS のケースの界磁電圧 E_f は $\Delta \omega$ 形 PSS のケースより小外乱直後, 素早くシーリング電圧まで達していることも関係し, 主に励磁制御系のシーリング電圧および PSS の最終段のリミッタの影響が大きいと思われる。

次に, ダンピングの点で各 PSS を比較すると, 多入力 PSS (Case 1-9 (a)) が一番良い。これは図 4.11 において多入力 PSS のダンピング係数 K_d が一番大きいことと合致している。

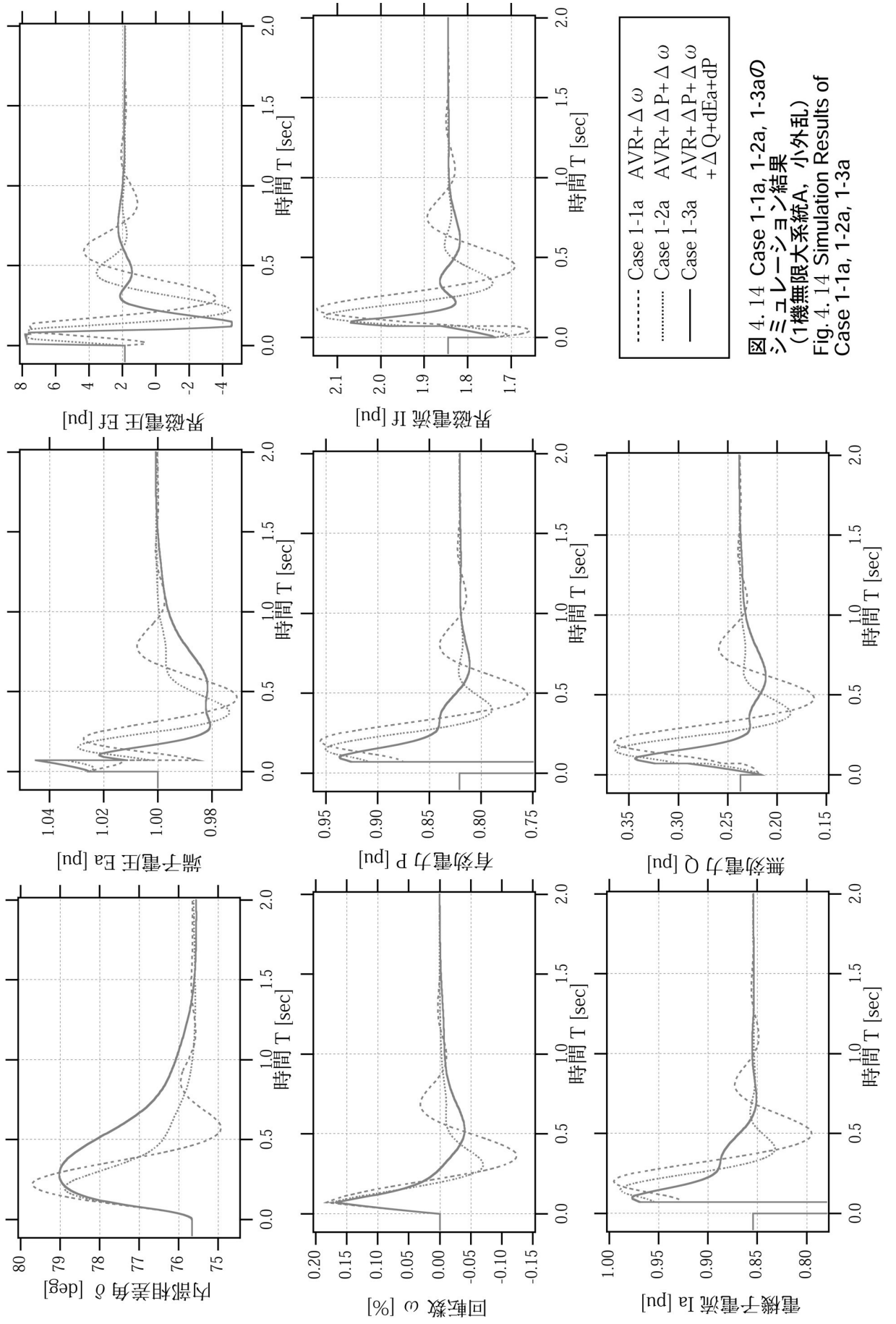


図 4.14 Case 1-1a, 1-2a, 1-3a の
シミュレーション結果
(1機無限大系統A, 小外乱)
Fig. 4.14 Simulation Results of
Case 1-1a, 1-2a, 1-3a

(b) ケース 1b (系統 A, 大外乱)

ケース 1b のシミュレーション結果を重ねたものを図 4.15 に示す。 $\Delta\omega$ 形 PSS (Case 1-1b) は、界磁電圧 E_f がシーリング電圧にかかり少し振動ぎみではあるが、各ケースともに 4 秒以内に速やかにダンピングしている。 $\Delta\omega$ 形 PSS のゲインを少し下げれば、この E_f の振動は少なくすることができるが、他の系統におけるダンピング能力が低下するため、ここではゲインを下げていない。

一方、 $\Delta P + \Delta\omega$ 形 PSS (Case 1-2b) と多入力 PSS (Case 1-3b) の波形はほぼ同じであるが、多入力 PSS のダンピングが若干良いことがわかる。

(c) ケース 2a (系統 B, 小外乱)

ケース 2a のシミュレーション結果を重ねたものを図 4.16 に示す。同図より、各ケースともに 3 秒以内に速やかにダンピングしている。 $\Delta\omega$ 形 PSS (Case 2-1a) の内部相差角 δ の動揺周期は約 1.48 秒と系統の長距離化にともない周期が長くなっている。他の PSS はダンピングが良すぎて周期の判定ができない。

小外乱直後の内部相差角 δ の最大値を比較すると多入力 PSS (Case 2-3a) が一番小さく、また、ダンピングも一番良い、これは図 4.12 に示した多入力 PSS の K_s , K_d が一番大きいことと合致している。

(d) ケース 3a (系統 C, 小外乱)

ケース 3a のシミュレーション結果を重ねたものを図 4.17 に示す。同図より、多入力 PSS (Case 3-3a) は安定化されているが、 $\Delta\omega$ 形 PSS (Case 3-1a) と $\Delta P + \Delta\omega$ 形 PSS (Case 3-2a) は 1 波で脱調している。

$\Delta\omega$ 形 PSS (Case 3-1a), $\Delta P + \Delta\omega$ 形 PSS (Case 3-2a) および多入力 PSS (Case 3-3a) の励磁系内部変数の状態を図 4.18～図 4.20 にそれぞれ示す。図中、 ΔE_a , $\Delta E_a + PSS$ は、それぞれ図 4.8 のブロック番号(12), (30)の値であり、 $\Delta E_a + PSS$ にゲインが乗じられ界磁電圧 E_f (指令値)となる。また、 dE_a , ΔP , dP , ΔQ , $\Delta\omega$ および PSS はそれぞれ、図 4.4 の多入力 PSS ブロック図のブロック番号(1), (2), (3), (4), (5)および(29)の値である。(ブロック番号は図 4.4 および図 4.8 のブロック右肩に記述してある番号)

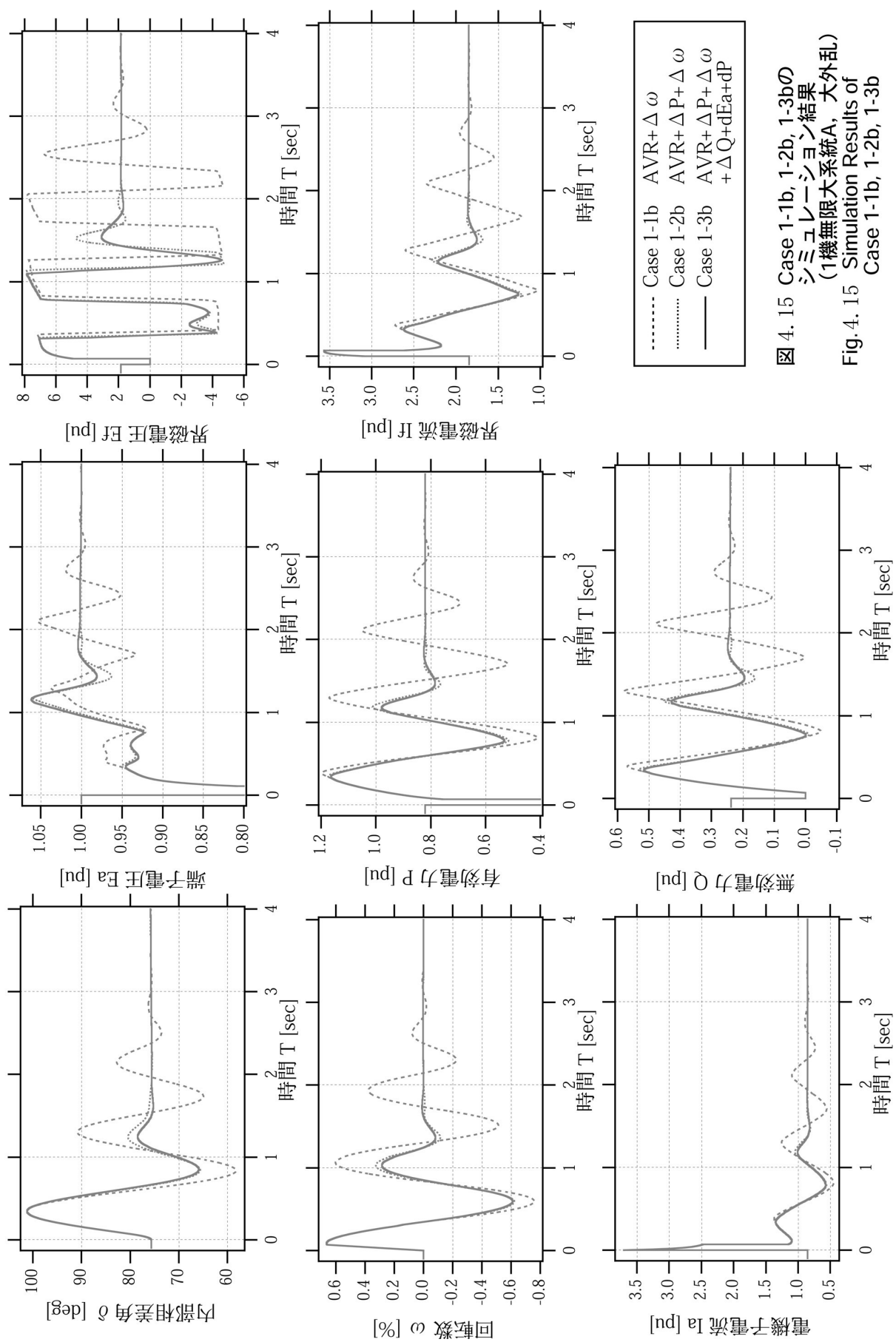


図 4.15 Case 1-1b, 1-2b, 1-3bの
シミュレーション結果
(1機無限大系統A, 大外乱)
Fig. 4.15 Simulation Results of
Case 1-1b, 1-2b, 1-3b

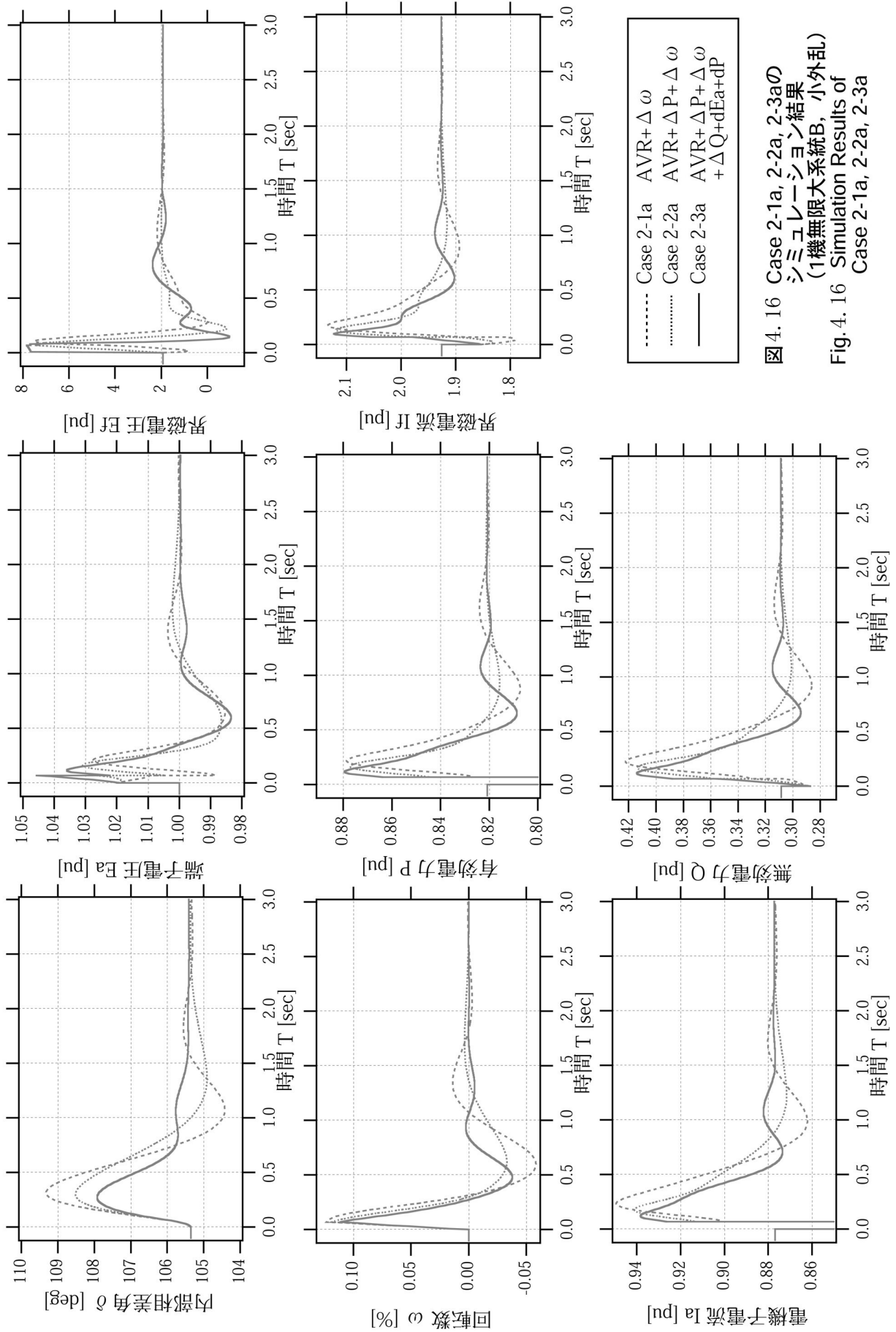


図 4.16 Case 2-1a, 2-2a, 2-3aの
シミュレーション結果
(1機無限大系統B, 小外乱)
Fig. 4.16 Simulation Results of
Case 2-1a, 2-2a, 2-3a

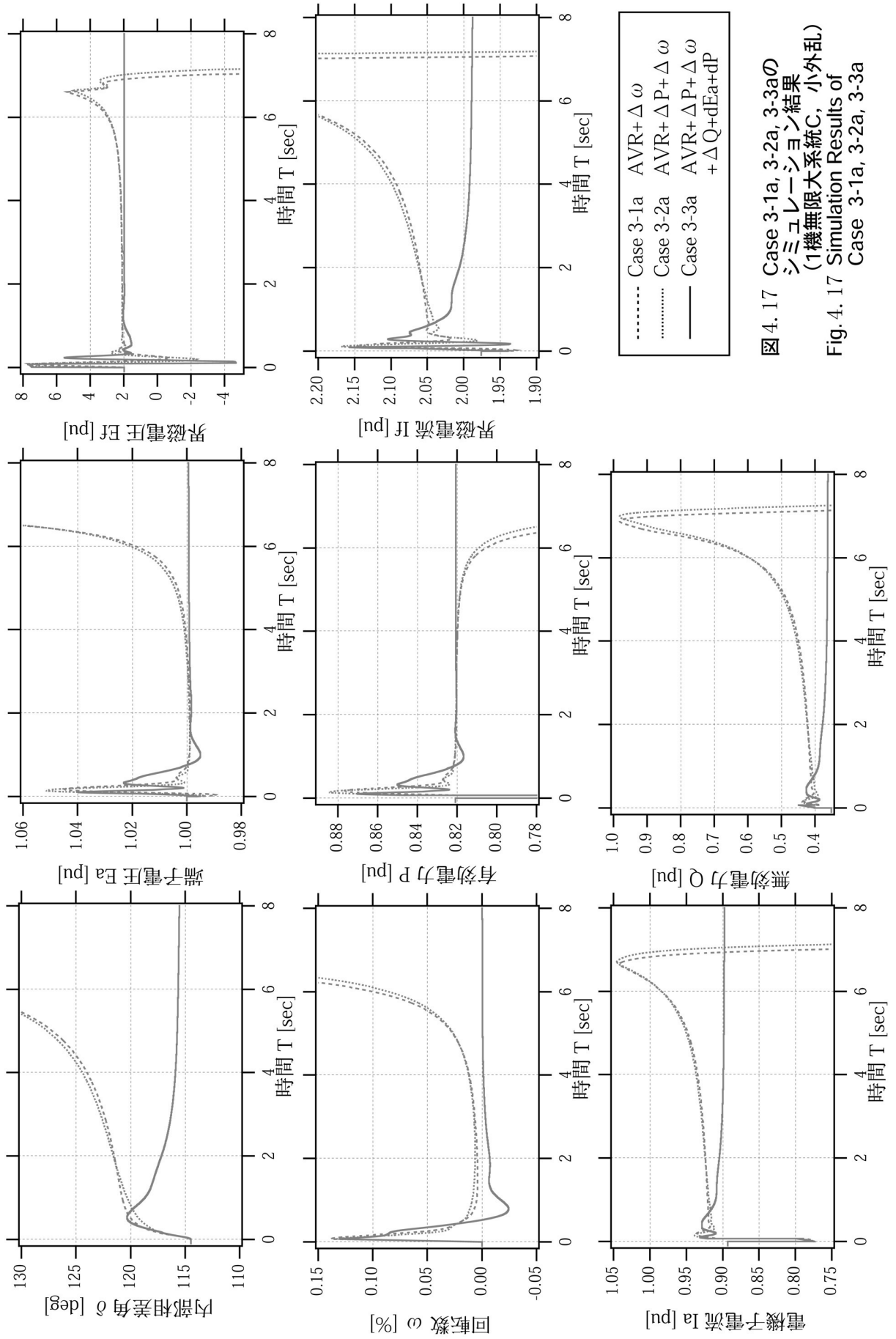


図 4.17 Case 3-1a, 3-2a, 3-3aの
シミュレーション結果
(1機無限大系統C, 小外乱)
Fig. 4.17 Simulation Results of
Case 3-1a, 3-2a, 3-3a

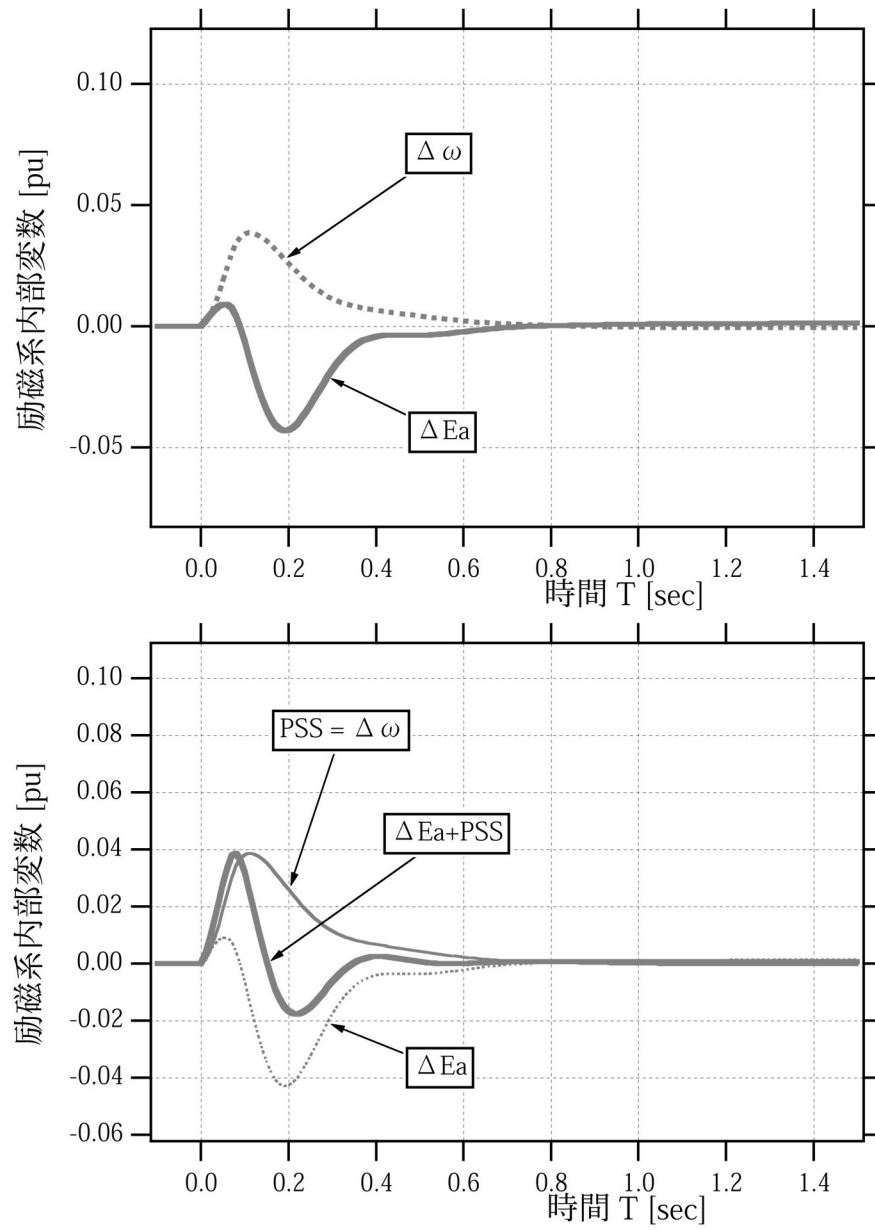


図 4.18 Case 3-1a の励磁系内部変数 (AVR+ $\Delta \omega$)

Fig. 4.18 Variables in the Excitation Control System of Case 3-1a

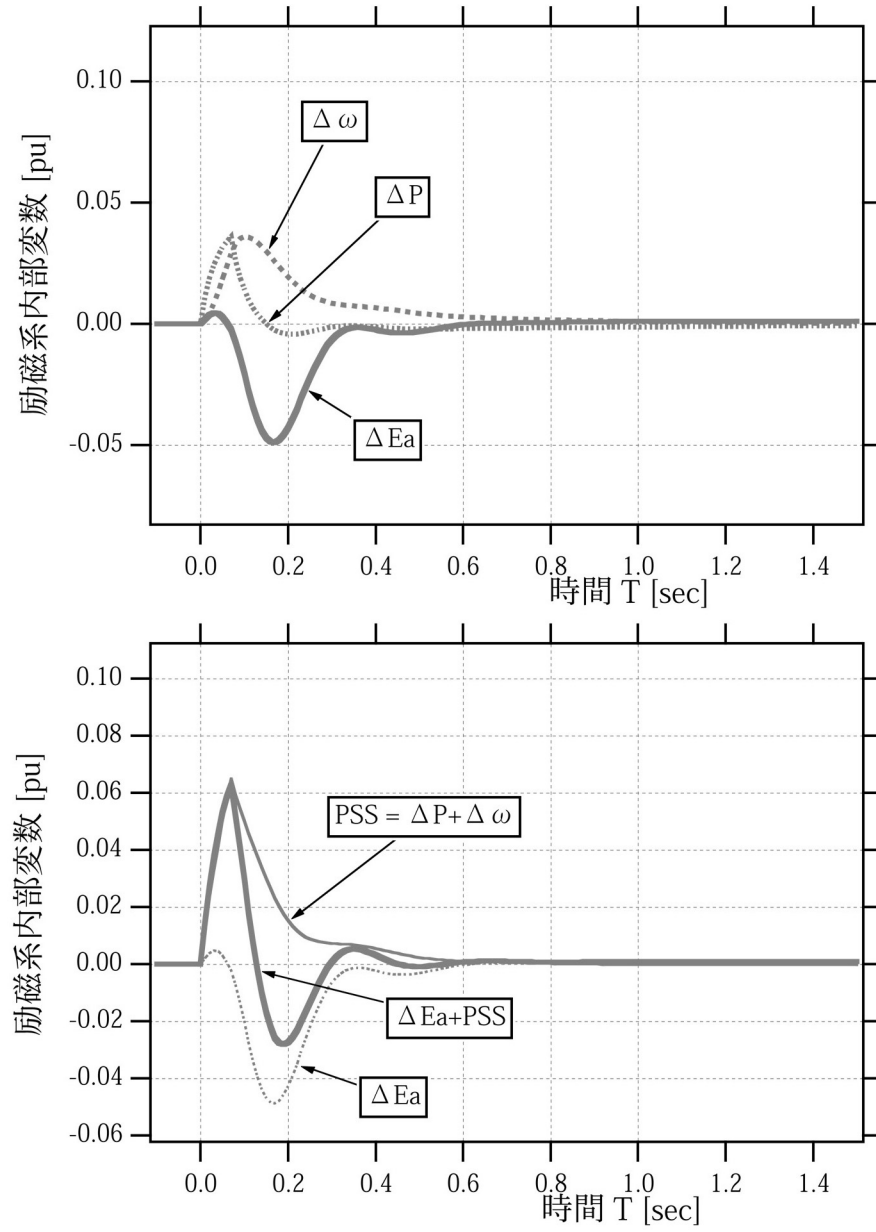


図 4.19 Case 3-2a の励磁系内部変数 (AVR+ $\Delta P + \Delta \omega$)

Fig. 4.19 Variables in the Excitation Control System of Case 3-2a

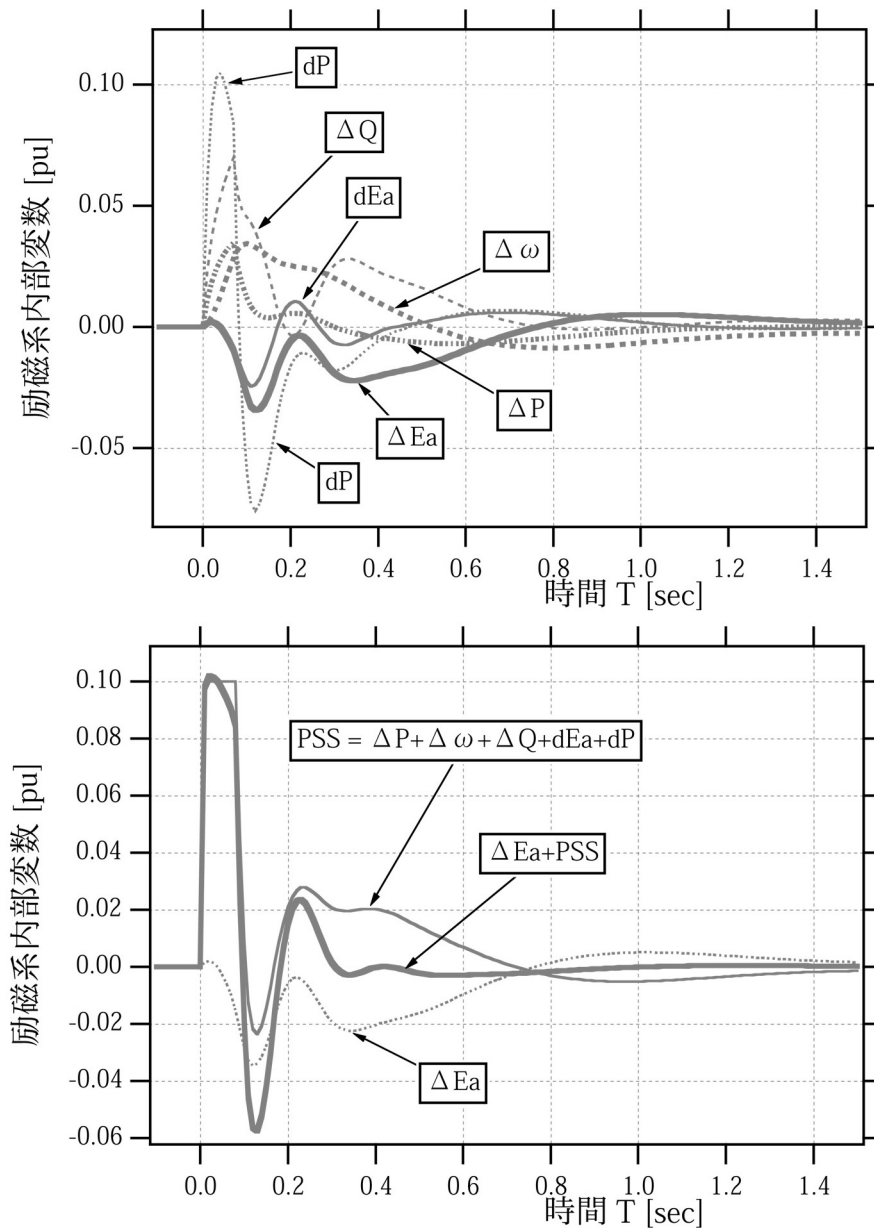


図 4.20 Case 3-3a の励磁系内部変数 (AVR+ ΔP + $\Delta \omega$ + dEa + dP)

Fig. 4.20 Variables in the Excitation Control System of Case 3-3a

図 4.18, 図 4.19 より $\Delta \omega$ 形 PSS と $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS は, 小外乱後, 内部相差角 δ が加速し続けているにもかかわらず, 0.7 秒以降は端子電圧 Ea , 有効電力 P および回転数 ω がほぼ一定になっているため, P および ω 入力に乘じられている時定数 5 秒の不完全微分の影響により, AVR および PSS に, ほとんど偏差信号が入らずに脱調している。一方, 多入力 PSS は小外乱後に界磁電圧 E_f を突き上げて内部相差角 δ を減少方向に転じさせているが, 図 4.20 より dP , ΔQ , dEa が, こ

の突き上げの主な成分になっているのがわかる。

各ケースともに動揺周期の判定はできない。仮に、判定できたとしてもかなり長い周期であることが予想されるため、図 4.13 に示した多入力 PSS の K_s , K_d が長周期（低周波数）領域で一番大きいことと合致している。

これらの図の比較より、多入力 PSS では、多入力の入力変数を加算することにより、適切な界磁電圧 E_f （指令値）を作り出していることがわかる。

(e) ν 回路の影響

Case 1-3b（系統 A，大外乱，多入力 PSS）の図 4.8 に示した過渡安定度向上論理（ ν 回路） ν 回路の動作状況を図 4.21 に示す。

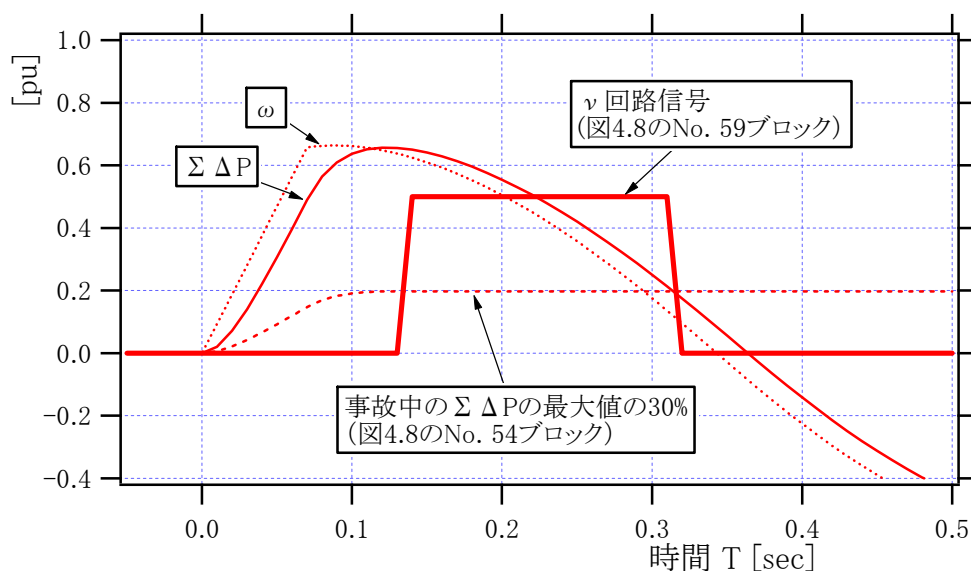


図 4.21 Case 1-3b の ν 回路動作状況

Fig. 4.21 ν -action on Case 1-3b

図 4.6 に示したように、 $\nu = 0$ とする ν 回路の解除条件は、

$$(\text{有効電力偏差 } \Delta P \text{ の加算値 } \Sigma \Delta P) < (\text{短絡事故中の } \Sigma \Delta P \text{ の最大値}) \times \alpha$$

としており、正常に動作していることがわかる。 $\Sigma \Delta P$ は図 4.22 に示すように積分し、発電機単位慣性定数 M [sec] で割っているため、図 4.21 のシミュレーション結果からも確認できるように発電機回転数 ω にほぼ等しい。したがって、系統事故中に発電機回転数 ω が増加し、系統事故が除去された後に ω が ω の最大値の α 倍以下に減少した時に ν 回路を解除するのとほぼ等価である。

図 4.23 に Case 1-3b ($\alpha = 0.3$) の変化ケースとして, α を 0 および 0.5 としたケースおよび v 回路を動作させないケースについてシミュレーションを行った結果を示す。

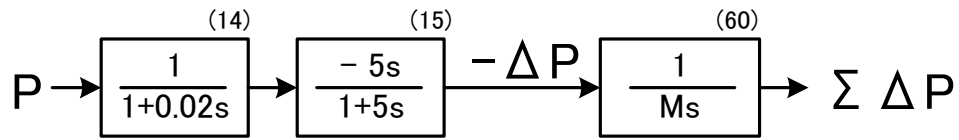


図 4.22 $\Sigma \Delta P$ の計算方法

Fig. 4.22 Calculation Scheme of $\Sigma \Delta P$

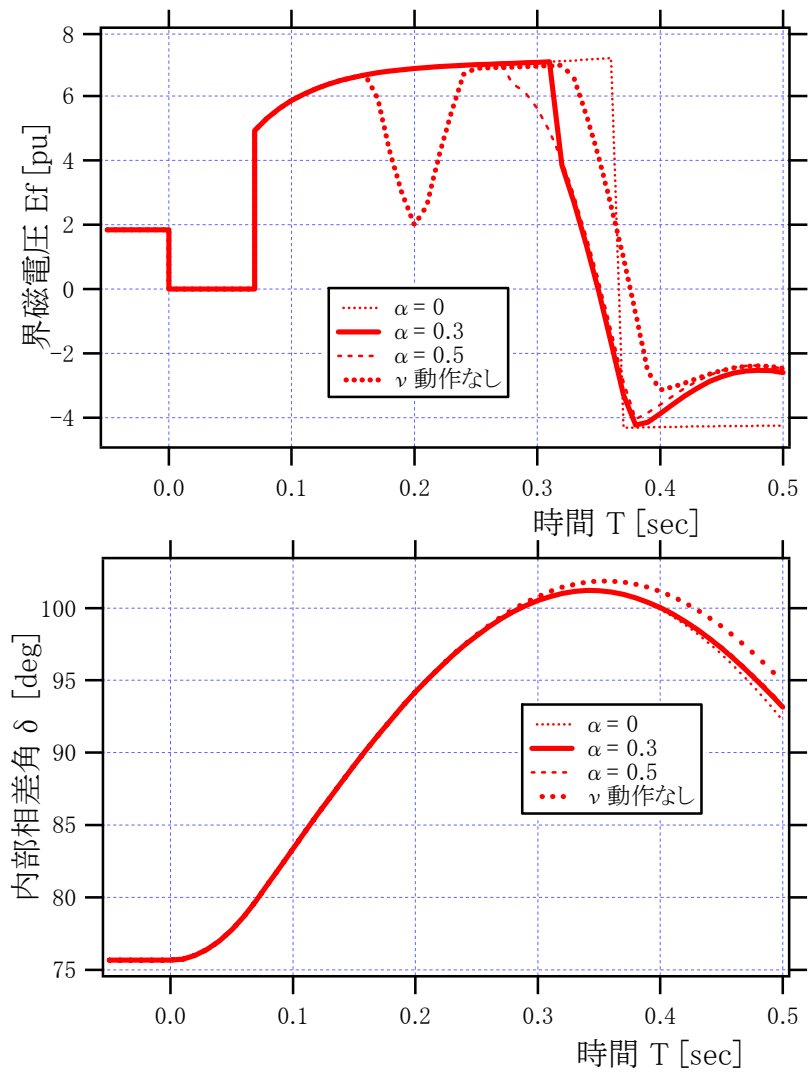


図 4.23 α の影響 (Case 1-3b)

Fig. 4.23 Effects of α (Case 1-3b)

図 4.23 より、 $\alpha = 0, 0.3, 0.5$ の場合の差はほとんどないことがわかる。これは事故除去後に、有効電力偏差 ΔP の積算値 $\Sigma \Delta P$ （および発電機回転数 ω ）は比較的急激に減速するため、 α の値を多少変えても、 v 回路動作の解除のタイミングのずれは 0.1 秒程度であることによる。ただし、 v 回路無しの場合は、内部相差角 δ の第 1 波加速中に界磁電圧 E_f が一時的に下がっており、このため δ の最大値が v 回路ありの他のケースに比べ大きくなってしまっている。これは事故中に低下した端子電圧 E_a と有効電力 P が事故除去後に急激に復帰するため、これらの変化速度 dE_a および dP 入力が増える大きな値になり、多入力 PSS の出力が一瞬下がるためである。この一瞬下がることで脱調に至るケースは稀であるが、至近端事故後、加速する内部相差角 δ の過渡第 1 波が減衰方向に変わるまでは界磁電圧をシーリング電圧まで突き上げるために、多入力 PSS には v 回路を併用することが推奨される。

4.3 第 4 章の結論

より一層の長距離・大電力送電により発電機の内部相差角 δ が 90 度以上になる場合に、従来形の $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS より高い長周期動揺抑制能力およびロバスト性を持つ多入力 PSS を開発した。現用方式（ $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS）との適合性および現用方式からの移行性を高めるため、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS に新たに入力を加える形で、多入力 PSS を構成している。

多入力 PSS は現用の $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS に無効電力偏差（ ΔQ ）、端子電圧変化速度（ dE_a ）および有効電力変化速度（ dP ）の入力を追加したものである。

送電線亘長の異なる 3 つの 1 機無限大系統に対し、同一の定数を用いた $\Delta \omega$ 形 PSS、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS および多入力 PSS を適用した場合の安定度向上効果を、線形化モデルの同期化力係数 K_s およびダンピングトルク係数 K_d および、Y 法によるシミュレーション計算により比較した。

その結果、多入力 PSS はいずれの系統においても他の 2 方式と比較して高いダンピング能力とロバスト性を有しており、特に内部相差角 δ が大きくなる長距離送電線においてその能力を発揮することを明らかとした。

第 4 章の参考文献

- [4-1] Y. Kitauchi, H. Taniguchi, T. Shirasaki, Y. Ichikawa, M. Amamo, M. Banjo, "Experimental Verification of Multi-input PSS with Reactive Power Input for Damping Low Frequency Power Swing", IEEE Transactions on Energy Conversion Vol. 14, No. 4, December 1999. (IEEE PES Summer Meeting, PE-317-EC-0-08-1998)
- [4-2] 北内, 谷口, 「長距離動揺抑制用 多入力 PSS ($P+\omega+Q$ 型) の開発」, 電力中央研究所 研究報告, T96021, H9(1997)年 5 月
- [4-3] 北内, 谷口, 白崎, 市川, 天野, 萬城, 「長周期動揺抑制用多入力 PSS の開発 (その 2: 他方式との比較)」, 電気学会電力・エネルギー部門大会 No. 131, H9(1997)
- [4-4] 北内, 谷口, 白崎, 市川, 天野, 萬城, 「長周期動揺抑制用 多入力 PSS の開発 (その 1: 基本特性)」, 電気学会電力・エネルギー部門大会 No. 130, H9(1997)
- [4-5] 北内, 谷口, 白崎, 市川, 天野, 萬城, 「多入力 PSS の基本特性と適用効果」, 電力関係学会東北支部連合大会, H9(1997)
- [4-6] 北内, 谷口, 白崎, 市川, 天野, 萬城, 「長周期動揺抑制用 多入力 PSS の開発」, 電気学会電力技術・電力系統技術合同研究会, PE-97-65, PSE-97-65, H9(1997)
- [4-7] W. G. Heffron, R. A. Phillips, "Effect of a Modern Amplidyne Voltage Regulator on Underexcited Operation of Large Turbine Generators", AIEE Trans. (Power Apparatus and Systems), vol. 71, pp. 692-697, August 1952.

第5章 長周期動揺抑制用多入力 PSS の 1 機および 2 機系における実験的検証

本章では，多入力 PSS を交・直流電力系統シミュレータの原子力 2 号機（付録 5 参照）に導入し，1 機および 2 機無限大母線系統における多入力 PSS の効果を P+ 形 PSS と比較した。また，1 機無限大母線系統における多入力 PSS の制御系パラメータ設計手法の検証を行った。

さらに，電力系統動特性解析プログラム（Y 法）によるシミュレーション結果との比較を行い，Y 法における多入力 PSS のモデルの妥当性を確認した。

5.1 交・直流電力系統シミュレータによる検証^[5-1, 5-2]

5.1.1 試験条件

シミュレータ試験系統 1a, 1b, 1c, 1d, 2a および 2b を図 5.1 に示す。また，なお，発電機は交・直流電力系統シミュレータの原子力 1 号機，2 号機を使用した。発電機定数は第 3 章 表 3-2 を，EHV 送電線の線路定数は図 3.10 を参照されたい。

試験系統 1a～1d は 1 機無限大系統のケースで，送電亘長が異なる。試験系統 2a, 2b は 2 機無限大系統であり，2a は並列された発電機との相互干渉の有無を，2b は 1 機無限大系統で設定された PSS 定数を用いて，そのロバスト性を確認するために実施した。試験系統条件の概要を表 5.1 に示す。

表 5.1 試験系統条件の概要
Table 5.1 Testing System Condition

試験系統	発電機数	中間負荷	外乱後の線路総亘長	擾乱条件	試験の目的
1a	1	無	200 km	3LG-0	P 形 PSS 定数の設定に使用
1b		有	674 km	3L0 および 3LG-0	形 PSS 定数の設定に使用
1c		無	674 km	3LG-0	ロバスト性の確認
1d		無	100 km	3LG-0	ロバスト性の確認
2a	2	無	200 km	3LG-0	隣接発電機との相互干渉の有無の確認
2b		有	674 km	3L0-0	ロバスト性の確認

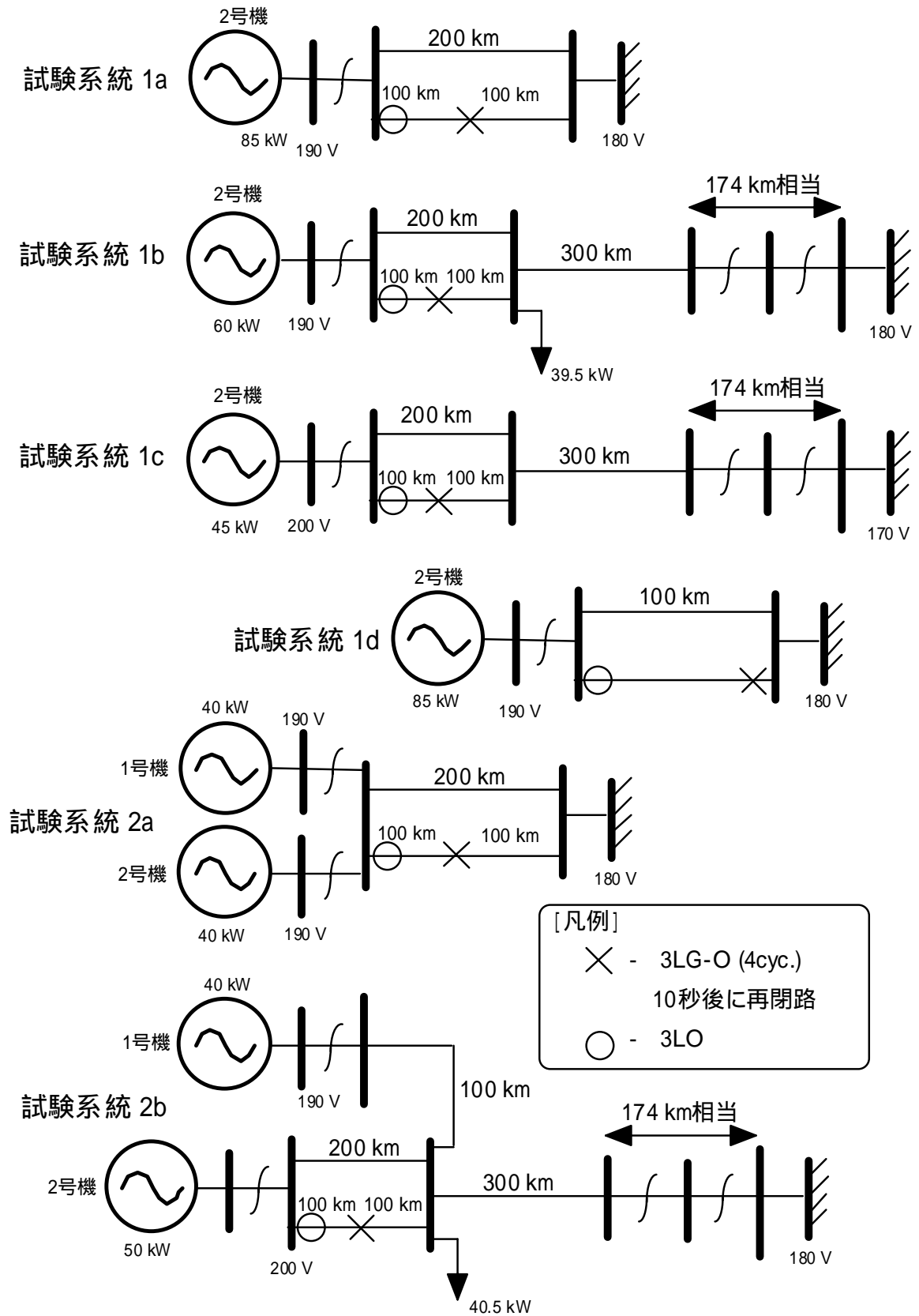


図 5.1 交・直流電力系統シミュレータ試験系統図
Fig. 5.1 Simulator Testing System

系統擾乱は，2 回線のうち 1 回線 3LG-0 および 1 回線 3L0 とし，図 5.1 に示す × および の地点において実施した。また，系統擾乱が 3L0 の場合は，動揺がおおよそ収束した時に再閉路を，3LG-0（4 サイクル）の場合は，事故後 10 秒後に再閉路を行った。

5.1.2 多入力 PSS の定数設定

シミュレータ試験系統用の原子力 1 および 2 号機用の多入力 PSS の定数について，第 4 章 図 4.5 に示した設定フローにより多入力 PSS の定数設定を行った。実装した多入力 PSS 付き励磁制御系のブロック線図を図 5.2 に示す。

なお， 入力に関しては，シミュレータの原子力 1，2 号機の回転数に含まれるノイズの影響を抑えるために，過渡ゲインと定常ゲインを Y 法による動特性計算により設定したパラメータよりも若干小さい値を採用している。

また，2 機系 2a および 2b で用いた既設 AVR のブロック線図を図 5.3 に示す。

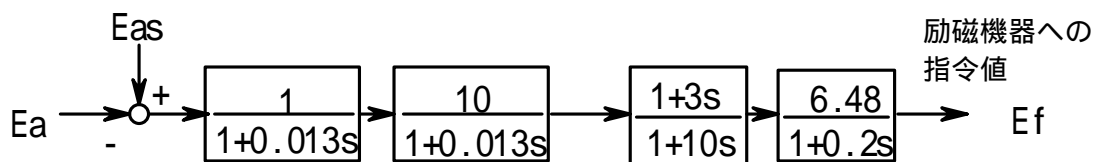
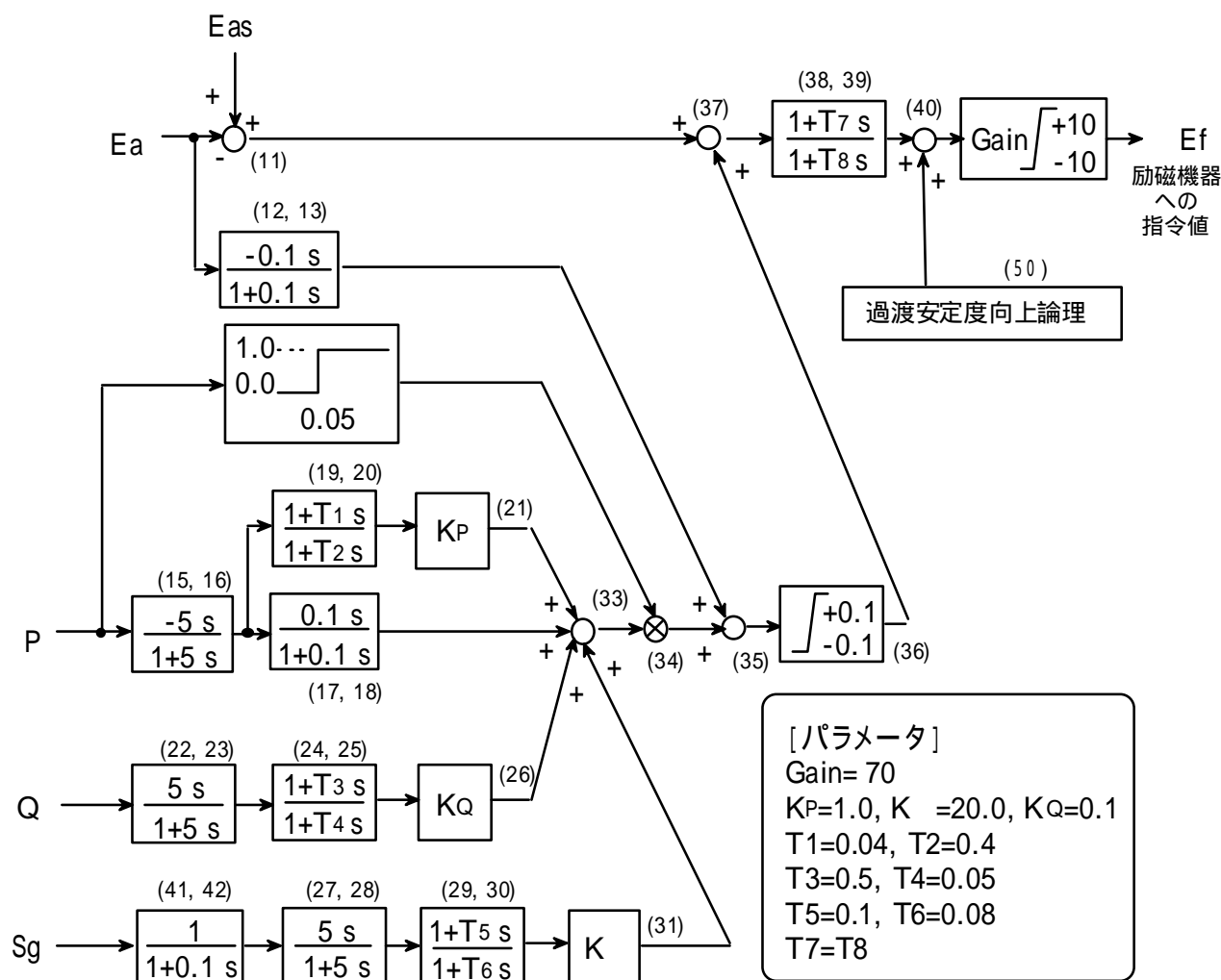


図 5.3 超速応励磁制御系ブロック図（シミュレータ既設）
Fig. 5.3 Quick Response Type Excitation Control System



[過渡安定度向上論理 (回路)]

- (1) もし $(E_{as} - E_a) > 0.2$ ならば、『短絡事故が発生』と判断し，Pを加算していく。
- (2) 『短絡事故が発生』と判断中に，
もし $(E_{as} - E_a) \leq 0.2$ かつ $P \leq 0.2$ ならば、『短絡事故が除去された』と判断する。
- (3) 『短絡事故が除去された』と判断した後に，
もし $(E_{as} - E_a) > -0.2$ かつ $P > (\text{短絡事故中の } P \text{ の最大値}) \times 0.3$ ならば，0.5を出力し，それ以外は0を出力する。

ここで， E_a : 端子電圧

E_{as} : 端子電圧設定値

P : 有効電力偏差 = $-5s/(1+5s) \times P$

P : 有効電力偏差の加算値

図 5.2 多入力 PSS 励磁制御系ブロック線図 (シミュレータ原子力 1, 2 号機用)
Fig. 5.2 AVR Block Diagram with Multi-input PSS (for Nuclear #1 and #2 Gen.)

5.1.3 シミュレータ試験ケース

P+ 形 PSS と多入力 PSS の試験系統条件の概要を表 5.3 に，試験ケースを表 5.4 に示す。

表 5.2 試験系統条件

Table 5.2 Simulator Testing System Conditions

試験系統	発電機数	中間負荷	外乱後の線路総巨長	擾乱条件	試験の目的
1a	1	無	200 km	3LG-O	P型PSS定数の設定に使用
1b	1	有	674 km	3LOおよび3LG-O	型PSS定数の設定に使用
1c	1	無	674 km	3LG-O	ロバスト性の確認
1d	1	無	100 km	3LG-O	ロバスト性の確認
2a	2	無	200 km	3LG-O	隣接発電機との相互干渉の有無の確認
2b	2	有	674 km	3LO-O	ロバスト性の確認

表 5.3 シミュレータ試験ケース

Table 5.3 Simulator Testing Cases

Case No.	試験系統	系統擾乱	1号機出力[kW] / PSS	2号機出力[kW] / PSS	図番	備考（空白は，安定を表す）
1a/85opw 1a/85om	1a	3LO		85/P+ 形(pw) 85/多入力(m)	図5.4 "	
1a/85gpw 1a/85gm		3LG-O		85/P+ 形(pw) 85/多入力(m)		
1b/62opw 1b/62om	1b	3LO		62/P+ 形(pw) 62/多入力(m)	図5.5 "	
1b/62gpw 1b/62gm		3LG-O		62/P+ 形(pw) 62/多入力(m)	図5.6 "	1波脱調 再閉路後安定化
1c/48opw 1c/48om	1c	3LO		48/P+ 形(pw) 48/多入力(m)		
1c/48gpw 1c/48gm		3LG-O		48/P+ 形(pw) 48/多入力(m)		
1d/85opw 1d/85om	1d	3LO		85/P+ 形(pw) 85/多入力(m)		
1d/85gpw 1d/85gm		3LG-O		85/P+ 形(pw) 85/多入力(m)		
2a/4040opwpw 2a/4040omm 2a/4040oapw 2a/4040oam	2a	3LO	40/P+ 形(pw) 40/多入力(m) 40/既設AVR 40/既設AVR	40/P+ 形(pw) 40/多入力(m) 40/P+ 形(pw) 40/多入力(m)		
2b/4252oapw 2b/4252oam	2b	3LO	42/既設AVR 42/既設AVR	52/P+ 形(pw) 52/多入力(m)		1波脱調
2b/4050gapw 2b/4050gam		3LG-O	40/既設AVR 40/既設AVR	50/P+ 形(pw) 50/多入力(m)		

5.1.4 試験結果

(1) 試験系統 1a

3L0 および 3LG-0 のケースにおいて， $P+$ 形 PSS の方が多入力 PSS より若干ダンピングが良いが，どちらも速やかにダンピングしている。内部相差角の最大値は多入力 PSS の方が若干小さい。

図 5.4 に系統 1a，出力 85 kW，3L0 の場合の試験結果を示す。

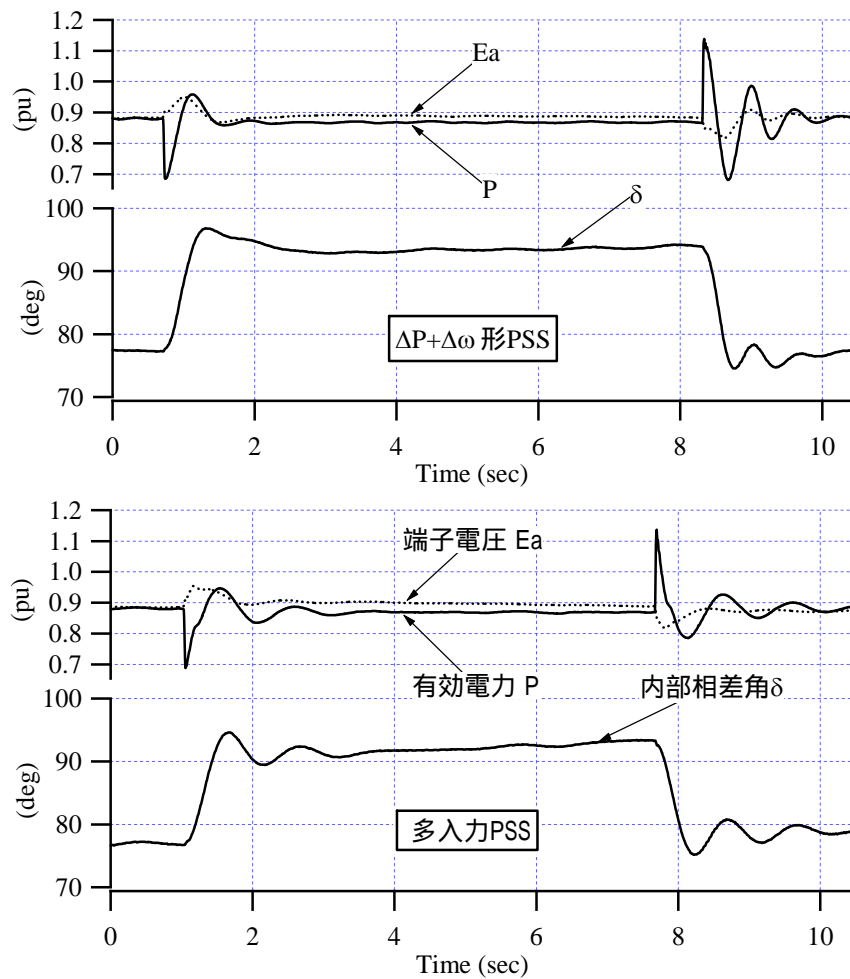


図 5.4 系統 1a の試験結果（出力 85 kW，3L0）

Fig. 5.4 Testing Results (System 1a, 85 kW, 3L0)

(2) 試験系統 1b

図 5.5 に試験系統 1b，出力 62 kW，3L0 の場合の試験結果を示す。

多入力 PSS の方が $P+$ 形 PSS より内部相差角の収束が速く，かつ最大値が小さい。内部相差角と無効電力の位相がほぼ同相であるため，多入力 PSS の無効

電力入力の効果が出ていると考えられる。

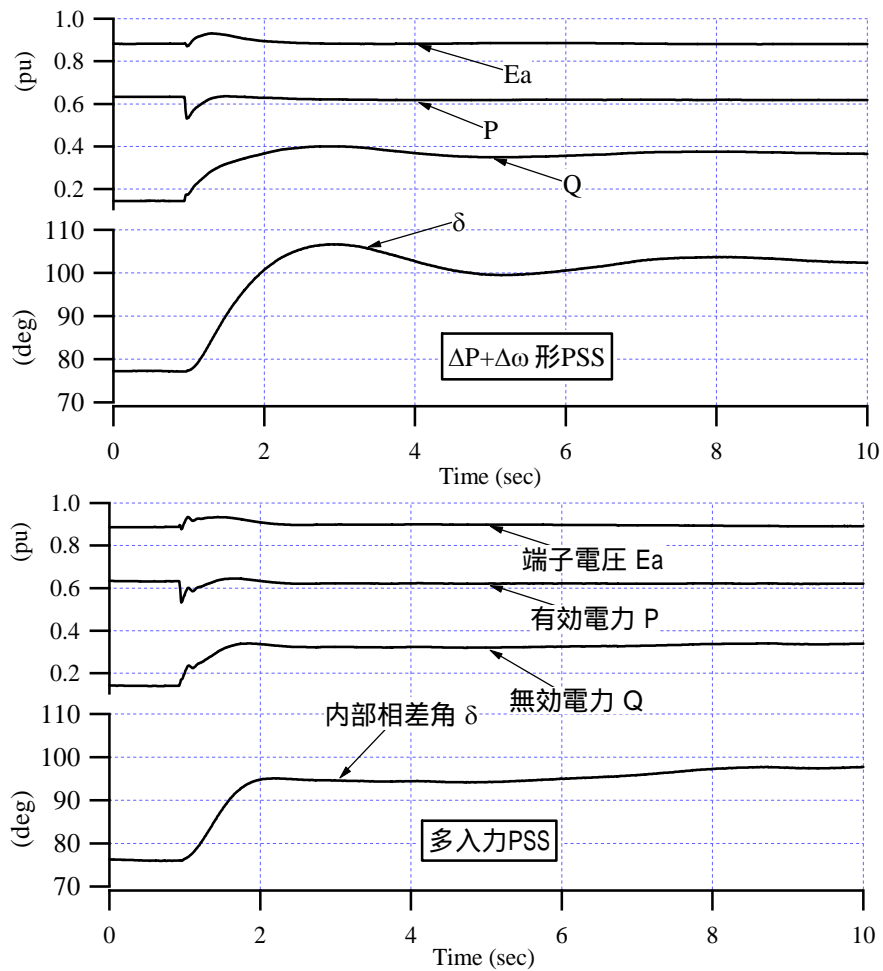


図 5.5 系統 1b の試験結果（出力 62 kW，3L0）

Fig. 5.5 Testing Results (System 1b, 62 kW, 3L0)

図 5.6 に試験系統 1b，出力 62 kW，3LG-0 の場合の試験結果を示す。

$P+$ 形 PSS は 1 波脱調しているのに対して，多入力 PSS は，内部相差角がゆっくりと上昇しているため，10 秒後の再閉路によって安定化されている。

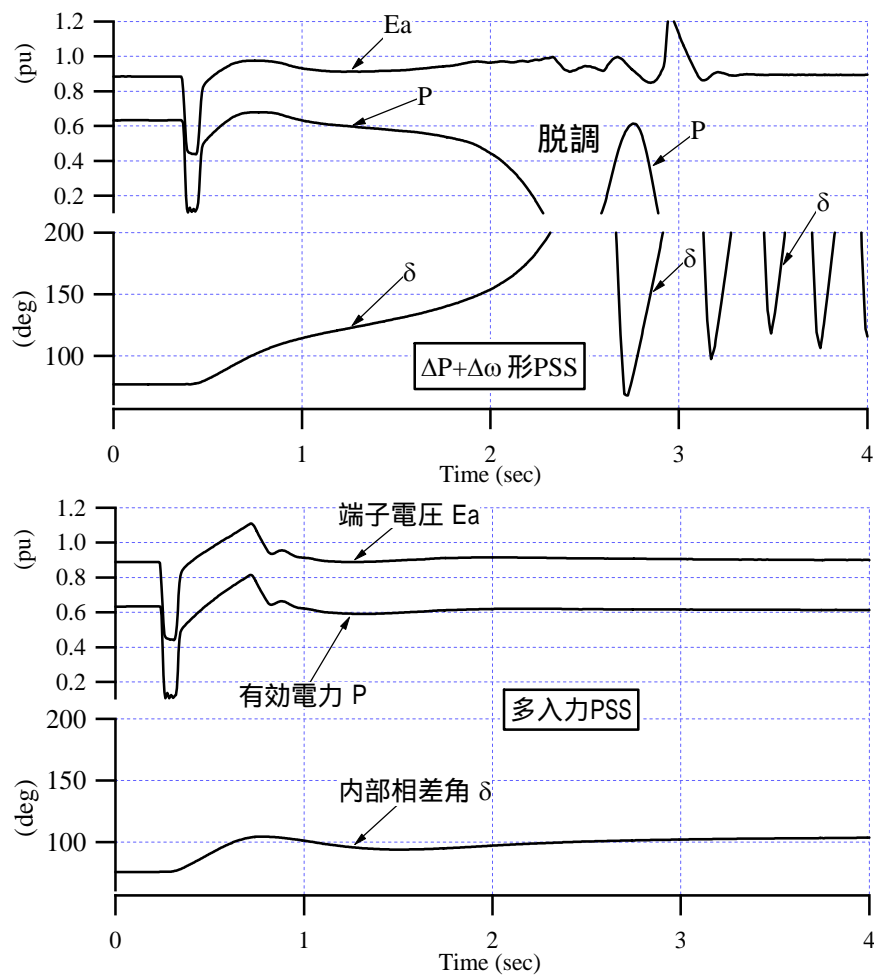


図 5.6 系統 1b の試験結果（出力 62 kW，3LG-0）
Fig. 5.6 Testing Results (System 1b, 62 kW, 3LG-0)

(2) 試験系統 1c

3L0 のケースは，系統 1b の中間負荷を削除したケースであり，内部相差角の初期値が 90[deg]を越えている。多入力 PSS の方が $P+$ 形 PSS より若干ダンピングが良く，内部相差角の最大値も小さい。

3LG-0 のケースは，多入力 PSS の方が $P+$ 形 PSS よりダンピングが良く，内部相差角の最大値も小さい。内部相差角と無効電力は約 6 秒周期でほぼ同相に変動している。この無効電力を入力に加えることで多入力 PSS は安定化を図っていることがわかる。内部相差角が小さい多入力 PSS は限界送電電力の増加が期待できる。

(3) 試験系統 1d

本ケースは，送電線を 100km と短くしたケースである。 P+ 形 PSS と多入力 はほぼ同等のダンピングである。

(4) 試験系統 2a

本ケースは同一母線に変圧器を介して設置された 2 機の発電機に多入力 PSS および現用 PSS を任意に組み合わせて適用した場合に，過度な相互干渉が起こらないかどうかを確認するためのケースである。試験結果より，特に問題はなかった。

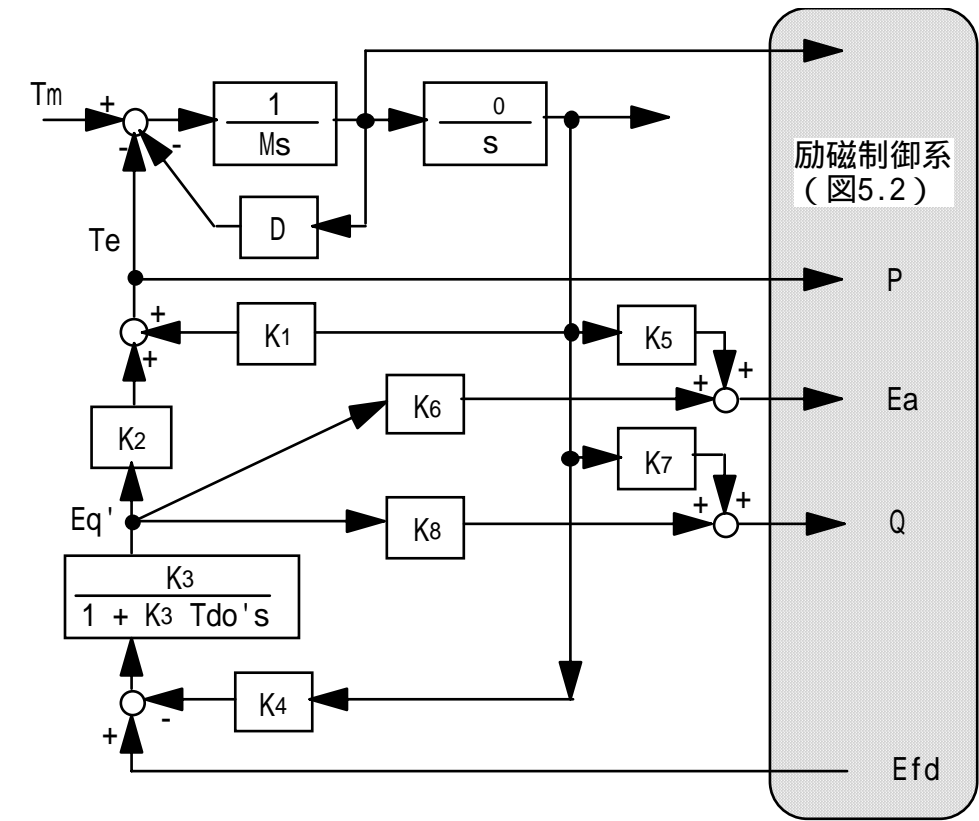
(5) 試験系統 2b

3L0 のケースは， P+ 形 PSS は 1 波脱調しているのに対して，多入力 PSS は安定化されている。

3LG-0 多入力 PSS の方が P+ 形 PSS より内部相差角の収束が速く，かつ最大値が小さい。

5.2 線形モデルによる検証

図 5.7 に 1 機無限大系統の線形近似モデルを示す。このモデルに対する図 5.1 に示したシミュレータ試験系統 1a と 1b の係数を表 5.4 に示す。



(T_m : タービントルク , T_e : 発電機電磁トルク , M : 単位慣性定数)

図 5.7 1 機無限大系統 線形近似モデル

Fig. 5.7 1-machine to Infinite Bus Linearized Model

表 5.4 1 機無限大系統 線形近似モデルの係数 K の値

Table 5.4 Coefficient K of 1-machine to Infinite Bus Linearized Model

系統	負荷	合計 *1	P				Ea		Q	
			K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8
1a	無	0.83	0.2056	0.7588	0.4528	0.9523	-0.2446	0.4652	0.1688	1.1702
1b	有	2.30	-0.0068	0.6784	0.5878	0.4014	-0.1517	0.7081	0.1896	0.7815

(注) *1 : 外部リアクタンスの合計 [pu]

表 5.4 より送電線亘長の長い試験系統 1b においては から P への係数 K_1 が負となるが， から Q への係数 K_7 は，0.1896 と小さくならないため， Q 入力効果が期待される。

図 5.8 に P+ 形と多入力 PSS の試験系統 1a における発電機出力 85 kW の時の，図 5.9 に系統 1b における発電機出力 62 kW の時の同期化力係数 K_s とダンピングトルク係数 K_d をそれぞれ示す。これらより，低周波数の領域で多入力 PSS の K_d が大きく，長周期動揺に対して効果が期待できることがわかる。

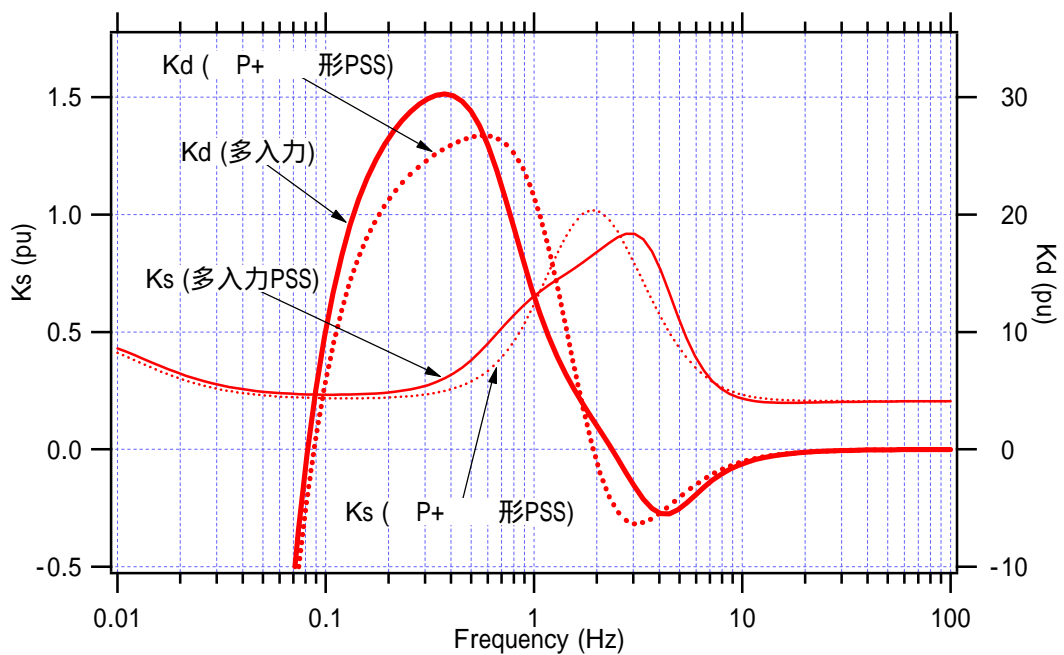


図 5.8 試験系統 1a における K_s , K_d (出力 85 kW)
Fig. 5.8 K_s , K_d of Testing System 1a ($P = 85$ kW)

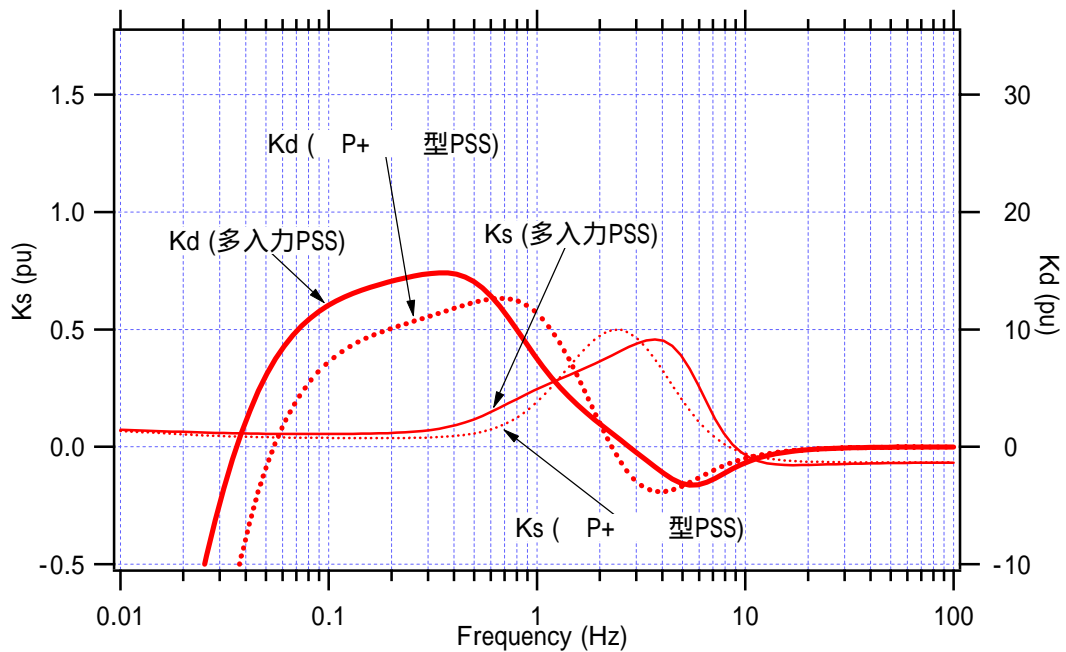


図 5.9 試験系統 1b における K_s , K_d (出力 62 kW)
 Fig. 5.9 K_s , K_d of Testing System 1b ($P = 62$ kW)

5.3 Y 法用多入力 PSS モデルの精度検証

Y 法用多入力 PSS モデルの検証を行うために，シミュレータ試験結果と Y 法によるシミュレーション計算結果を比較した。

原子力 1，2 号機用の Y 法用多入力 PSS のブロック線図を図 5.10 に示す。

なお，実験結果とシミュレーション計算結果を合致させるために，Y 法における無限大母線電圧条件を微調整した。

系統 1a における多入力 PSS の出力 85 kW のケースの 3L0 および 3L0-G のケースについて，シミュレータ試験結果と Y 法によるシミュレーション結果の比較を図 5.11，図 5.12 にそれぞれ示す。

これらの結果より，Y 法による計算結果とシミュレータ試験結果はよく合致しており，Y 法用多入力 PSS モデルの妥当性が検証されたと考える。

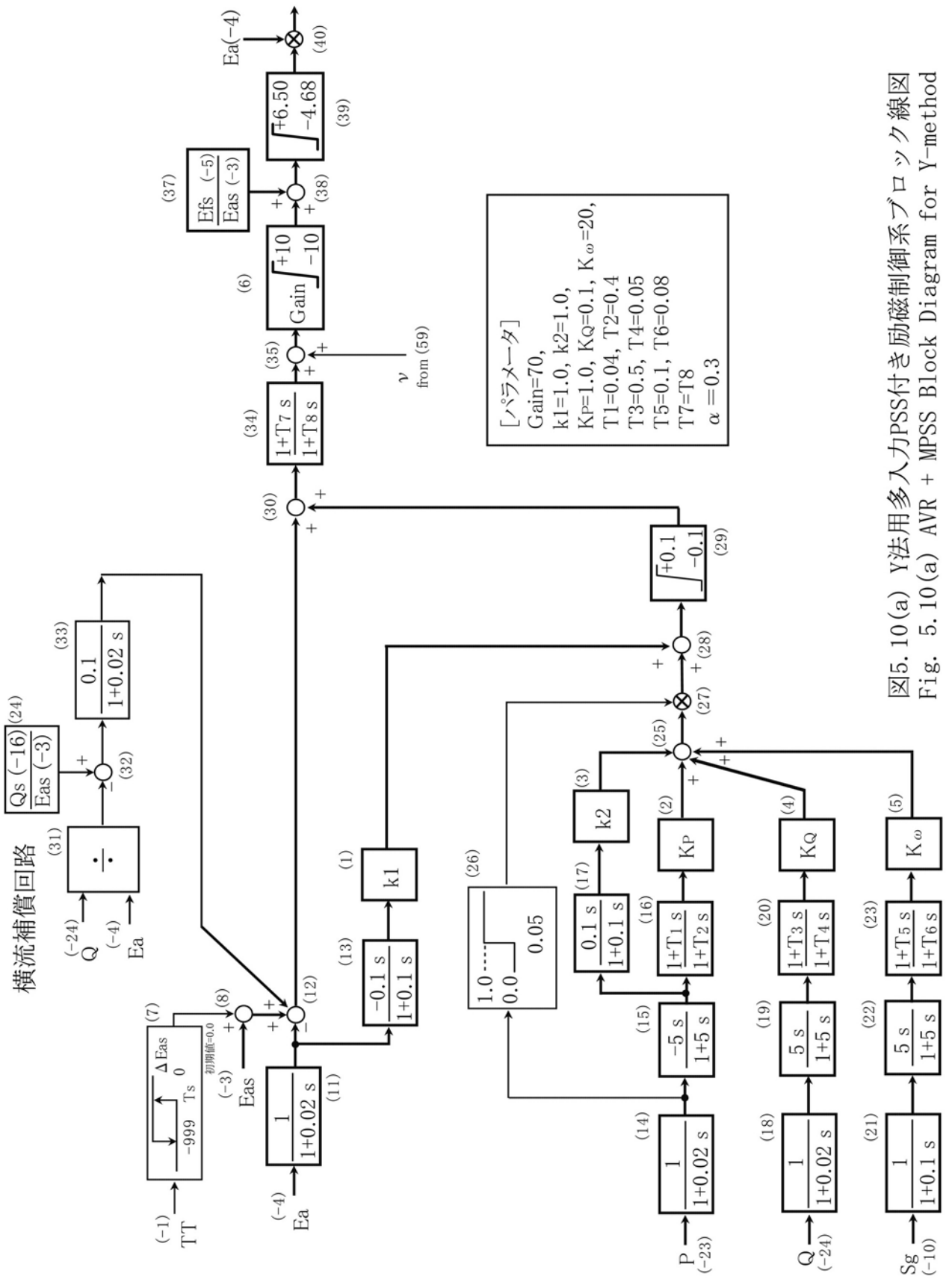
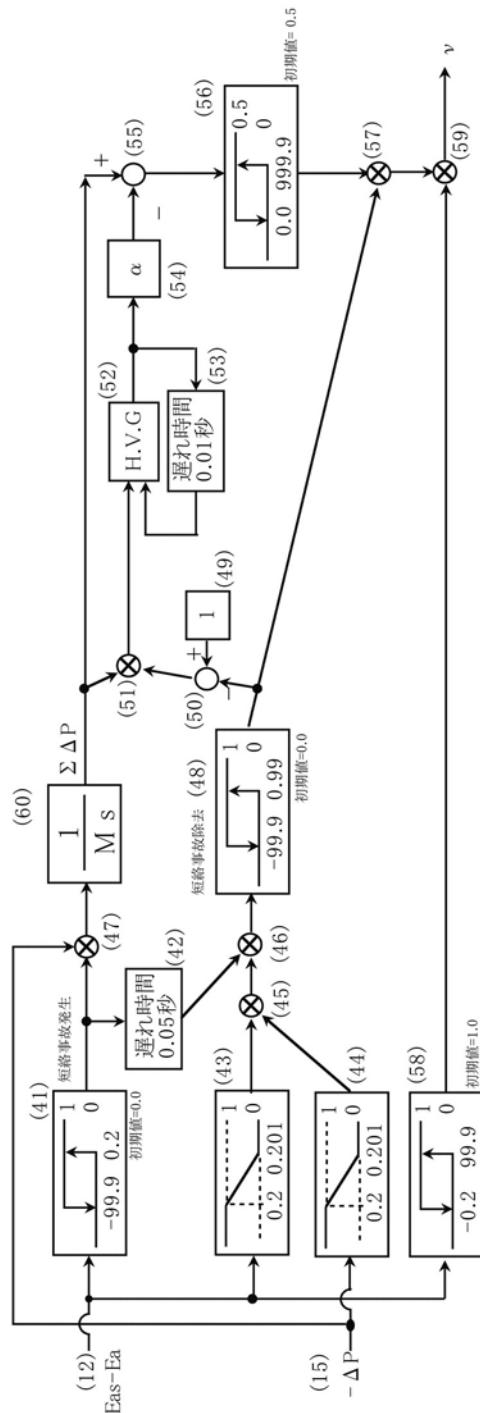


図5.10(a) Y法用多入力PSS付き励磁制御系ブロック線図
Fig. 5.10(a) AVR + MPSS Block Diagram for Y-method



[過渡安定度向上論理]

- (1) もし $(E_a - E_{as}) \leq -0.2$ ならば、『短絡事故が発生』と判断し、 ΔP を加算していく。
- (2) 『短絡事故が発生』と判断中に、もし $(E_a - E_{as}) > -0.2$ かつ $\Delta P > -0.2$ ならば、『短絡事故が除去された』と判断する。
- (3) 『短絡事故が除去された』と判断した後に、もし $(E_a - E_{as}) < 0.2$ かつ $\Sigma \Delta P > (\text{短絡事故中の } \Sigma \Delta P \text{ の最大値}) \times \alpha$ ならば、0.5を出力し、それ以外は0を出力する。

ここで、 E_a : 端子電圧
 E_{as} : 端子電圧設定値
 ΔP : 有効電力偏差
 $\Sigma \Delta P$: 有効電力偏差の加算値

図5.10(b) Y法用多入力PSS付き励磁制御系ブロック線図
 Fig. 5.10(b) AVR + MPSS Block Diagram for Y-method

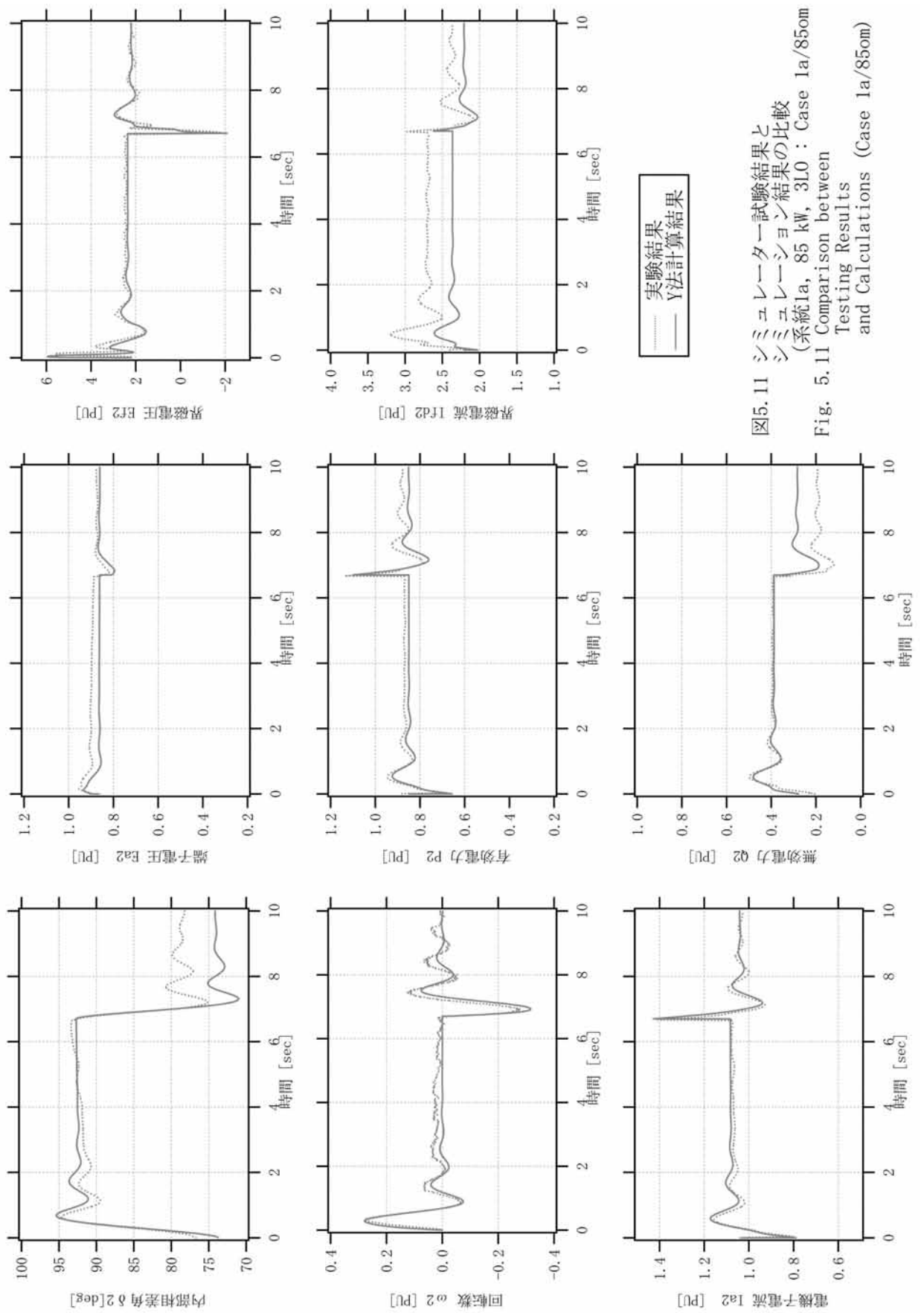


図5.11 シミュレーター試験結果と
シミュレーション結果の比較
(系統1a, 85 kW, 3L0 : Case 1a/850m)
Fig. 5.11 Comparison between
Testing Results
and Calculations (Case 1a/850m)

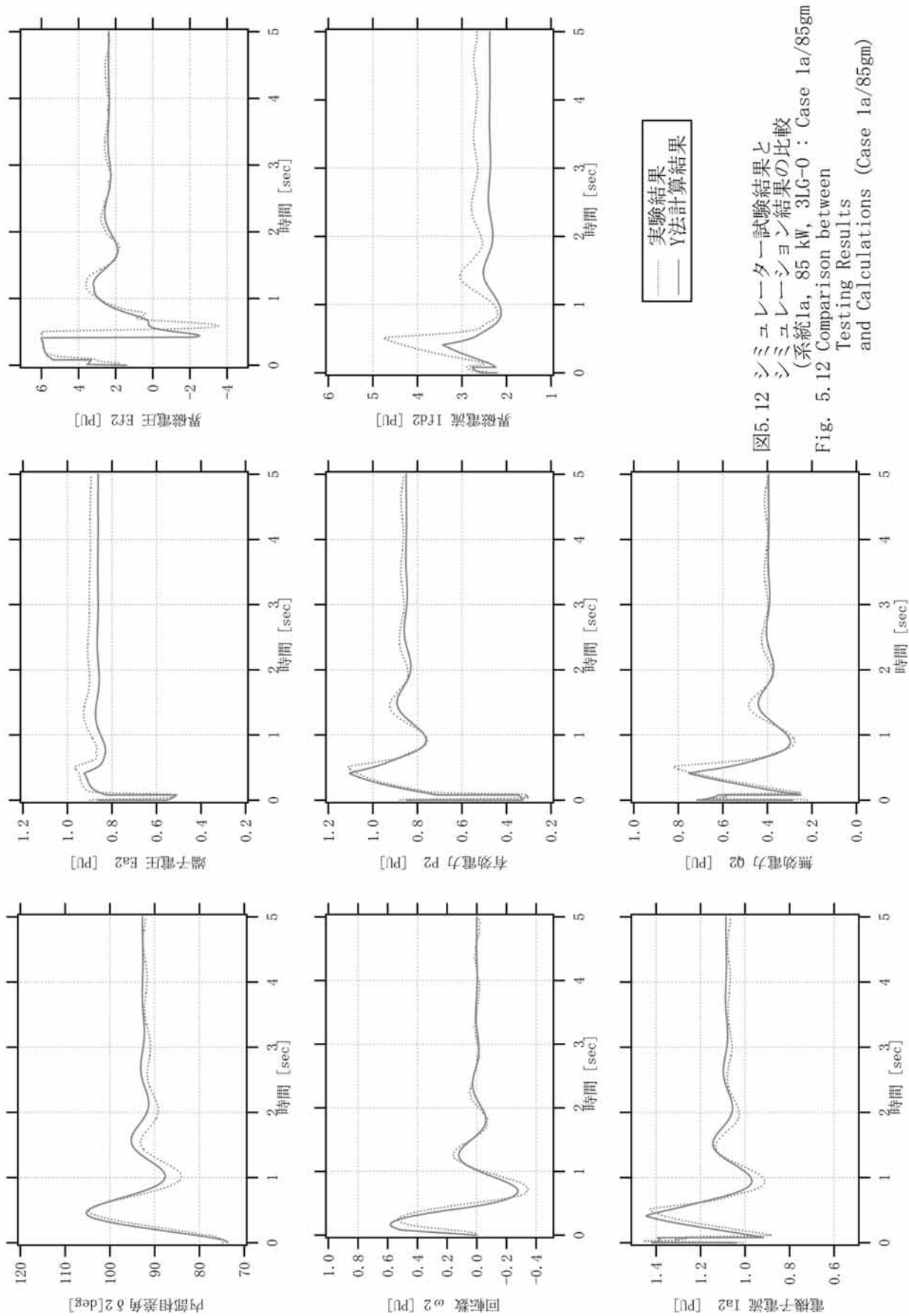


図5.12 シミュレーター試験結果と
シミュレーション結果の比較
(系統1a, 85 kW, 3LG-0 ; Case 1a/85gm)

Fig. 5.12 Comparison between
Testing Results
and Calculations (Case 1a/85gm)

5.4 第 5 章の結論

交・直流電力系統シミュレータの原子力機に多入力 PSS を適用し，1 機および 2 機無限大系統において，多入力 PSS および $P+$ 形 PSS の性能比較試験を実施した。その結果，多入力 PSS は，内部相差角が小さい場合は $P+$ 形 PSS とほぼ同等の性能を示し，内部相差角が大きい場合に，その無効電力入力の効果を発揮することが実験的に確認された。

各定数の設定に用いた系統（1a, 1b）と構成が異なる系統 2b において，多入力 PSS は 3LG-0 直後の内部相差角の増加を抑え，高いダンピング性能を持つことを確認した。

また，同一母線に変圧器を介して並列に接続されている 2 機の発電機に多入力 PSS および現用 PSS を任意に組み合わせた場合にも，問題がないことを確認した。

最後に，シミュレータ試験結果と動特性計算プログラム（Y 法）用多入力 PSS モデルを用いたシミュレーション計算結果がよく合致していることから，多入力 PSS モデルのシミュレーション計算モデルの妥当性が検証された。

第 5 章の参考文献

- [5-1] 北内，谷口，白崎，市川，天野，萬城，「多入力 PSS の電力系統への適用効果」，電気学会電力系統技術研究会，PSE-98-6，H10(1998)
- [5-2] 北内，谷口，白崎，市川，天野，萬城，「長周期動揺抑制用 多入力 PSS の実験的検証」，電気学会全国大会，1391，H10(1998)3 月

第 6 章 多機系統における多入力 PSS の定数設定法とその実験的検証

本章では，多機系統における多入力 PSS の定数設定方法を示し，その効果を検証した。まず， Q を PSS の入力とする意義を述べ，定数設定方法とその根拠を示し，その手順および推奨値を示した。

実機相当のハードおよびソフトを持つ多入力 PSS の試作機を，交・直電力系統シミュレータの原子力 2 号機（付録 5 参照）に適用し，定数設定法の妥当性および系統安定度向上効果を，複雑な動揺モードを含む長距離串形 4 機系統において確認した。

さらに，系統安定度およびダンピング向上，系統構成や系統条件の変化に対するロバスト性について検証した。その結果，限界送電電力は $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS より 5～10 % 程度増加し，ダンピングについても系統構成の変化などに対して多入力 PSS が $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS より優れていることを確認した。

6.1 多機系統における多入力 PSS の定数設定方法^[6-1～6-9]

6.1.1 多機系統における Q 入力の効果

図 6.1 に示す一機無限大母線系統において，発電機の内部相差角 δ に対する P と Q の関係を図 6.2 に示す（第 3 章参照）。 δ が 90 度付近で動揺した場合， P は δ の動揺と線形の関係とはならない。すなわち， δ の増加に伴い， P は δ が小さいうちは増加するが 90 度を越えると減少する。このことは， δ の最大値が 90 度を越えるような大きな動揺では，同期化力が低下し，その周期も長くなることを意味する。回転数 ω の場合は，動揺の周期が長くなると δ の動揺の大きさに比べてその大きさが小さくなるためその効果が低下する。

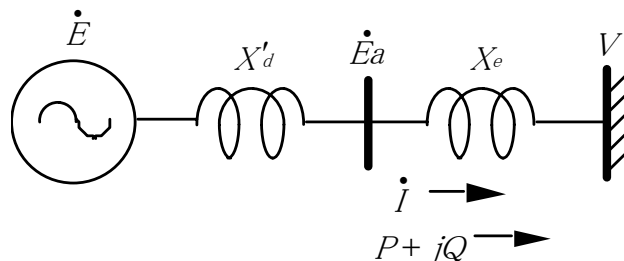


図 6.1 1 機無限大系統と X_d' 背後電圧一定モデル

Fig. 6.1 1-machine to Infinite Bus System & X_d' model

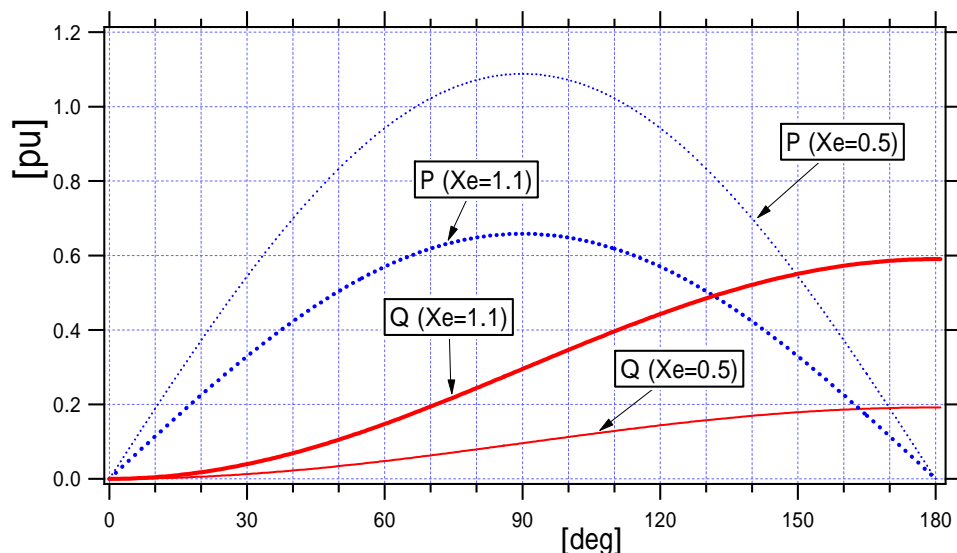


図 6.2 と P, Q の関係

Fig. 6.2 vs. P, Q

一方，無効電力 Q の場合には，図 6.2 からわかるように，に対する線形性は 90 度付近であっても保存され，また，変化率は逆に大きくなる。このことから， 90 度付近にまで至る大きな長周期の動揺に対しては， Q を PSS の入力とすることが有効であることがわかる。

この と Q の間の関係性が，多機系統での長周期で安定度的に厳しい状態でも成立するかを，一般的に証明することは困難である。しかし，実系統を対象としたシミュレーション解析での経験では，ほぼ成立しているといえる。たとえば，文献[6-10]に示されている，わが国の 50 Hz 系統および 60 Hz 系統の特性を持ち，かつ長距離・大電力送電がなされている EAST30 機系（ループ系統）および WEST30 機系（串形系統）での例がそうである。これらの例では， と P に関しては，両系統モデルとも複雑な動揺モードを持つため複雑な関係となっているが， と Q に関しては両系統モデルともに，ほぼ同相の関係を保っていることを確認している。

この関係性を考察すると，多機系統においても，長周期動揺の安定性によってその送電限界が定まっているような場合には，最も大きく励振される弱制動の長周期動揺成分が卓越することになる。このため，動揺もこの長周期動揺の単振動的な様相を呈し，一機無限大母線系統での安定度的に厳しい状態と同様の様相となると考えられる。

6.1.2 多入力 PSS の構成

多入力 PSS は、 $P+$ 形 PSS に、新たに Q を入力とした PSS (Q 入力 PSS) を付加することで構成する。ここで、 $P+$ 形 PSS には、従来の線形理論で取り扱える範囲での複雑な動揺モードまでを対象とした制動力の付加を、 Q 入力 PSS には、上述したように、安定度的に厳しい状態での長周期弱制動の動揺に対する制動力の付加を受け持たせる。 Q 入力 PSS の対象周波数領域としては $0.3 \sim 1.0$ Hz 程度の長周期領域のみを想定している。

ただし、 Q 入力 PSS の付加は、第 6.1.5 節で後述するように、電圧制御面からは正のフィードバックの付加となるため、端子電圧 E_a と P の時定数 0.1 秒の不完全微分を dE_a 、 dP とし、PSS 入力に追加し、これを防止する。また、過渡安定度に対しても、励磁系の能力を最大限に生かすため、第 6.1.7 節で後述する過渡安定度向上論理 (回路) を付加する。

これらの要素を加えた多入力 PSS をサイリスタ励磁方式に適用した例を図 6.3 に、交流励磁機方式に適用した例を図 6.4 に、図 6.3 および図 6.4 に付加する過渡安定度向上論理 (回路) を図 6.5 に示す。交流励磁機方式の場合、サイリスタ励磁方式に比べ励磁機の遅れが大きくなる分、 Q 入力部分の進み要素を増やしている。ただし、パラメータは、6.1.3 節で述べる多機系統での設定例である。

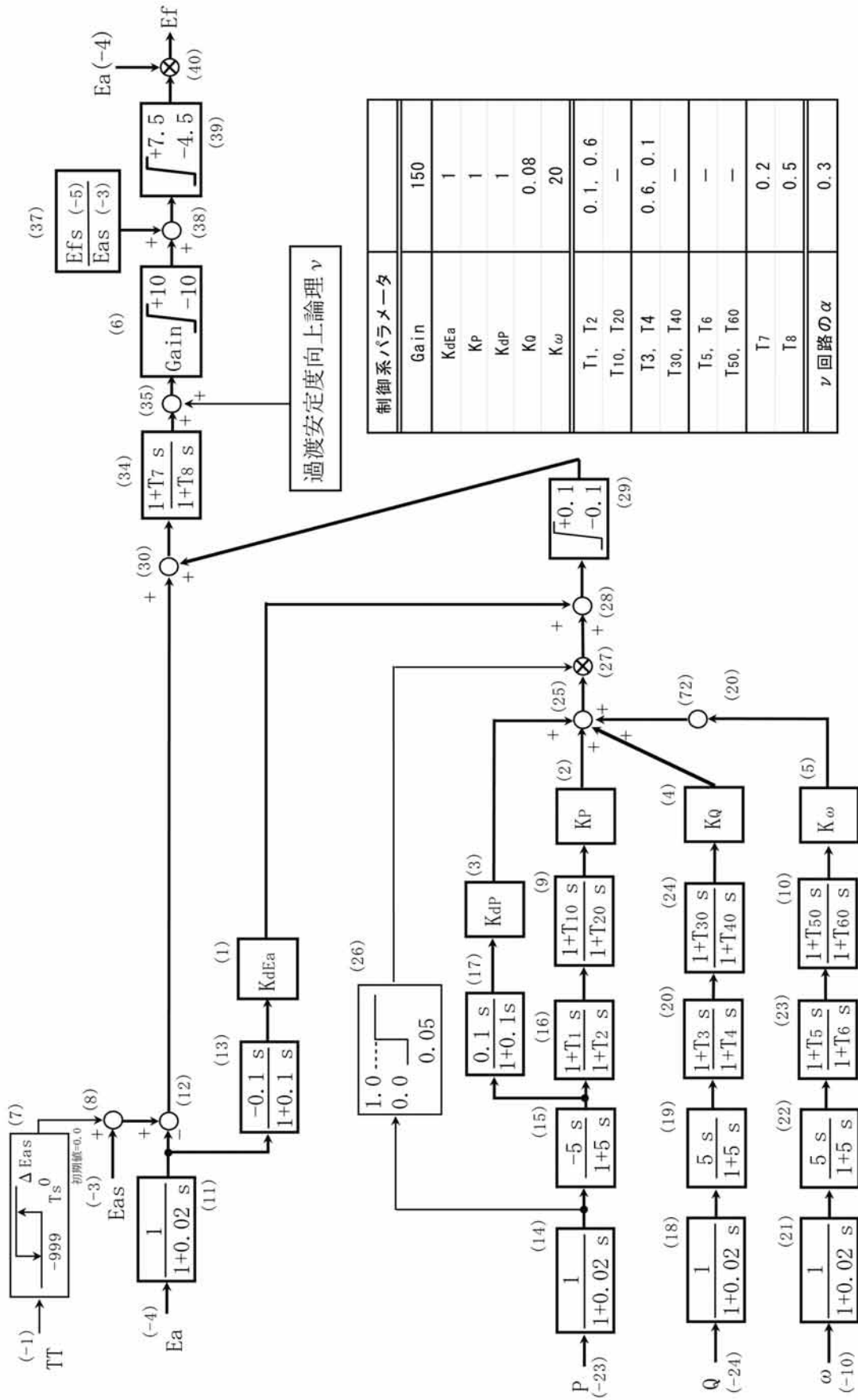


図6.3 多入力PSS付きAVRの設計例 (サイリスタ励磁方式)

Fig. 6.3 Generator Excitation Control System (Tyristor Type) with the Multi-Input PSS (MPSS)

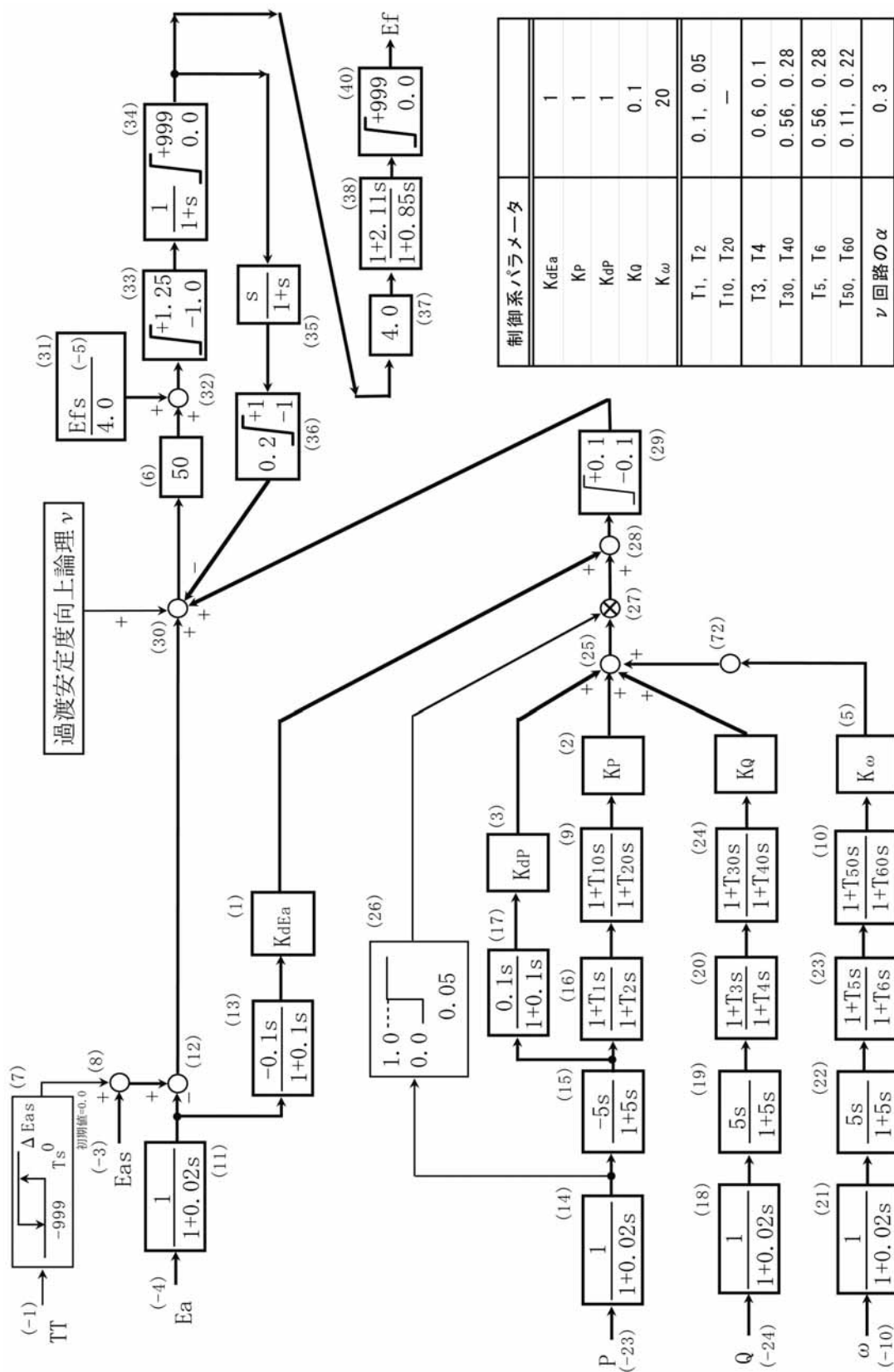


図6.4 多入力PSS付きAVRの設計例 (交流励磁機方式)

Fig. 6.4 Generator Excitation Control System

(AC-Exciter Type) with the Multi-Input PSS (mpss)

【過渡安定度向上論理（回路）】

(1) もし $(E_{as} - E_a) > 0.2$ ならば、『短絡事故が発生』と判断し， P を加算していく。

(2) 『短絡事故が発生』と判断中に，
もし $(E_{as} - E_a) > 0.2$ かつ $P > -0.2$ ならば，
『短絡事故が除去された』と判断する。

(3) 『短絡事故が除去された』と判断した後に，
もし $(E_{as} - E_a) > -0.2$ かつ $P < (\text{短絡事故中の } P \text{ の最小値}) \times$
ならば， $= 0.5$ を出力し，それ以外は $= 0$ を出力する。

ここで，

E_a : 端子電圧

E_{as} : 端子電圧設定値

P : 有効電力偏差 $= 5s / (1+5s) \times P$

P : 有効電力偏差の加算値（注：事故除去直後の P は負の値となる）

図 6.5 過渡安定度向上論理（回路）

Fig. 6.5 Logic to Improve Transient Stability (logic)

6.1.3 $P+$ 形 PSS 部分の定数設定

多入力 PSS の制御定数設定法は，多入力 PSS を $P+$ 形 PSS 部分と新たに追加した部分とに分けて考える。まず $P+$ 形 PSS 部分の制御定数の設定方法を示す。

対象発電機から系統をみた時に，ほぼ 1 機無限大母線系統とみなせる場合は，第 4 章，第 5 章にも示したように動揺周期の異なる 2 種類の「線形化一機無限大母線系統モデル」を用い，同期化力係数 K_s およびダンピングトルク係数 K_d と動特性シミュレーションにより設定する。しかし，多機系統において複雑な動揺モードのやり取りがある場合には，1 機無限大母線系統モデルでは十分に模擬できないことがある。このような多機系統に対しても適用可能な定数設定方法として，「S 法の PSS 定数最適化機能^[6-11]」を用いることを推奨する。第 6.2.1 節(3)項で述べる試験系統（4 機系）用の $P+$ 形 PSS の定数はこの方法により定めた。

6.1.4 Q 部分の定数設定

Q 入力 PSS 本来の機能として、いわゆる制動力のみを付加する場合には、対象とする周波数領域（0.3～1.0 Hz）で、 と同相のトルクを発生させるようにすべきである。このためには、Q 入力 PSS の位相を進みに設定する必要がある。しかし、後述するように電圧制御ループの一巡伝達関数の位相余裕が負となり、不安定となることがある。これらを勘案して、励磁機に応じ、以下のように設定する。

(1) サイリスタ励磁方式の場合

サイリスタ励磁方式の場合には、励磁機の遅れがほとんど無視できるので、Q 入力 PSS の位相を対象周波数領域において 40 度程度進ませる。また、Q 入力 PSS の定常ゲイン K_Q が大きすぎたり、位相進み要素の過渡ゲイン（図 6.3 および図 6.4 の $(T_3 \times T_{30}) \div (T_4 \times T_{40})$ ）が大きすぎる場合には、不安定になる場合があるため、 $K_Q = 0.05 \sim 0.08$ 程度、Q 入力 PSS 全体の過渡ゲイン $\{ K_Q \times (T_3 \times T_{30}) \div (T_4 \times T_{40}) \}$ は、最大 1.0 程度とする。

なお、この不安定性を dE_a と dP を用いて補償する方法については、第 6.1.5 節で後述する。

(2) 交流励磁機方式の場合

交流励磁機方式は、サイリスタ励磁方式より 20～30 度ほど励磁機の遅れが大きく、速応性も低い^[6-12]。これらを考慮し、サイリスタ励磁方式の場合よりも Q 入力 PSS の位相を 20～30 度程度進ませ、 $K_Q = 0.07 \sim 0.10$ 程度、全体の過渡ゲインは最大 1.3 程度とする。

(3) Q 入力 PSS 部分の定数推奨値

以上より、Q 入力 PSS 部分の制御定数推奨値はおおよそ以下の値となる。

サイリスタ励磁方式の場合：

$T_3=0.6$ ， $T_4=0.1$ ， $T_{30}=T_{40}$ ， $K_Q=0.08$ （図 6.3 参照）

交流励磁機方式の場合：

$T_3=0.6$ ， $T_4=0.1$ ， $T_{30}=0.56$ ， $T_{40}=0.28$ ， $K_Q=0.1$ （図 6.4 参照）

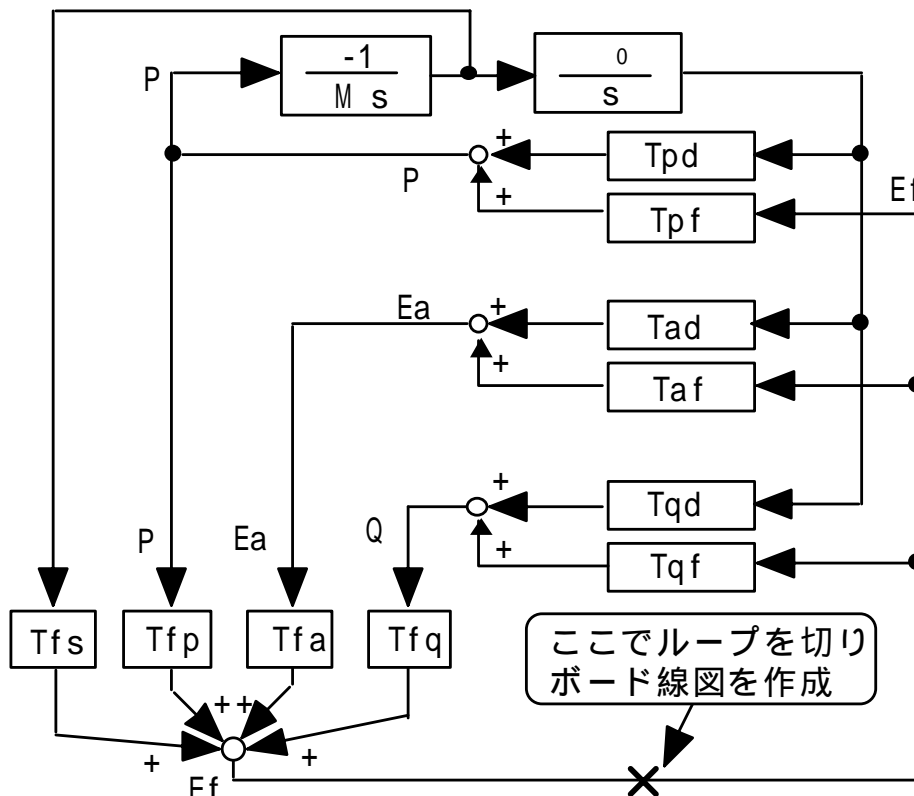
上述のように， Q 入力 は周期約 $0.3 \sim 1.0$ Hz の長周期動揺抑制だけを目的としていること，および Q 入力部分のゲインおよび進み遅れ要素の過渡ゲインは制限されることから，発電機，系統条件などが多少異なっても励磁機器が同一であれば， Q 入力部分の進み遅れ要素の適正值はほぼ同じような値となる。

6.1.5 dEa および dP 入力部分の定数設定法

Q 入力 PSS は，周波数が数 Hz と高い領域では，電圧面からは正のフィードバックとなっている（界磁電圧の制御により端子電圧を上昇させれば Q も上昇し，この Q の上昇によりさらに電圧が上昇する）ため，数 Hz の振動が不安定となることがある。このため， dEa と dP を PSS 入力に追加する。その時定数は Q 入力 PSS の対象周波数領域へ影響を与えないようにするため， 0.1 秒とする。

周波数が数 Hz と高い領域での電圧制御が及ぼす影響は比較的ローカルであるため，1 機無限大母線系統モデルを用いて，これらの定数決定方法について考察する。発電機モデルは D 軸， Q 軸にそれぞれダンパを 1 本ずつ考慮し，送電線はリアクタンス X_e のみで表現し，線形化したブロック線図を図 6.6 に示す。同図の各係数は付録 4. に示す。発電機定数は第 4 章 表 4.1 を参照されたい。

$P+$ 形 PSS，これに Q 入力 PSS を追加した PSS，さらに dEa ， dP を追加した多入力 PSS を適用した場合の，開ループ一巡伝達関数の交差周波数 ω_c と位相余裕を表 6.1 に示す。また， X_e が 0.50 の場合のボード線図を図 6.7 に示す。これらの図表より， $P+$ 形 PSS に Q 入力 PSS を付加しただけでは，位相余裕が約 25 度小さくなり系が不安定となる。これから， dEa ， dP を追加して $50 \sim 60$ 度の位相余裕を確保するため，これらのゲインは 1.0 とする。



- ・ D, Q軸にそれぞれ1本ダンパを考慮
- ・ 電機子側過渡項を考慮
- ・ 各係数は付録4を参照

図 6.6 線形化一機無限大母線系統モデル

Fig 6.6 Linearized 1-machine to Infinite Bus Model

表 6.1 線形化モデルの ζ と位相余裕

Table 6.1 ζ & Phase Margin of Linearized Model

外部リアクタンス X_e [pu]	0.25	0.5	0.75	1.0
内部相差角 [deg]	63.21	75.65	88.64	99.43
有効電力 P [pu]	1.067	同左	同左	同左
無効電力 Q [pu]	0.145	0.308	0.141	0.257
発電機端子電圧 E_a [pu]	1	同左	同左	同左
無限大母線電圧 E [pu]	1	1	1.2	1.3
P+ 形PSS ζ [rad/sec]	13.1	11.6	11.1	10.6
位相余裕 [deg]	7.9	15.4	18	23.8
P+ +Q形PSS ζ [rad/sec]	13.5	11.9	11.3	10.6
位相余裕 [deg]	-17.5	-11.3	-6.1	-2.2
多入力PSS ζ [rad/sec]	16.7	14.6	14.5	13.9
位相余裕 [deg]	49.8	53.4	56.2	58.9
(ζ 増加分 [rad/sec])	3.52	2.95	3.39	3.33

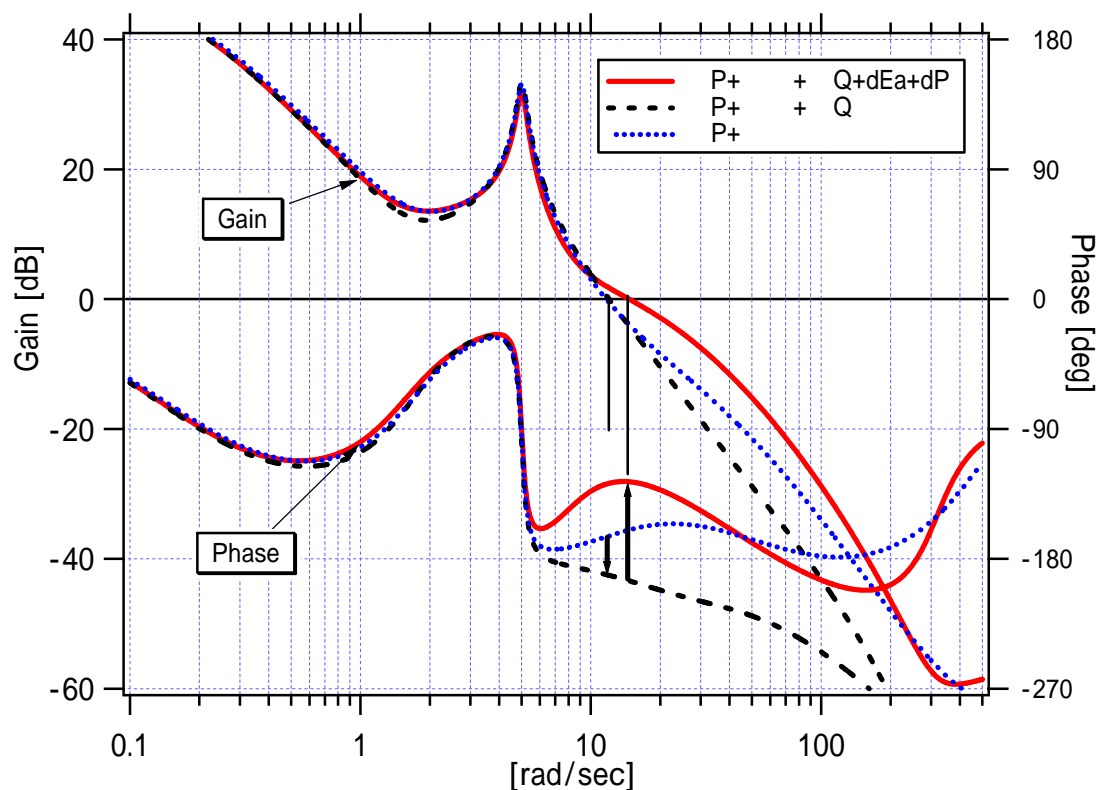


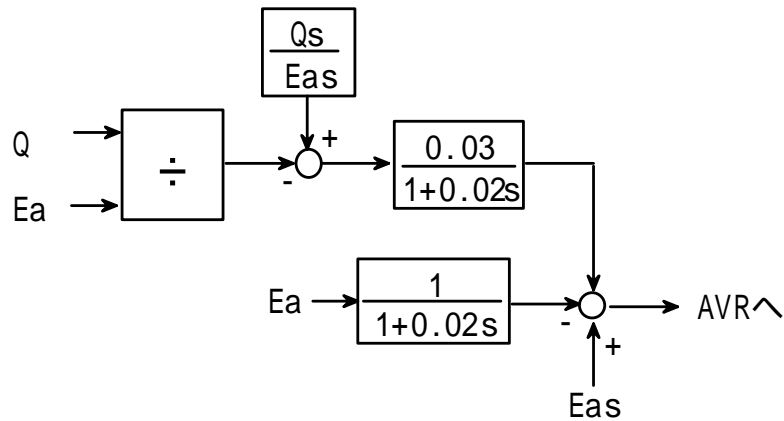
図 6.7 線形化モデル ボード線図 ($X_e = 0.5$ [pu])

Fig. 6.7 Bode Diagram of Linearized Model

6.1.6 横流補償への対応

多入力 PSS を主変圧器高圧側で並列接続されている複数の発電機に導入する場合，通常は不要であるが，多入力 PSS が無効電力 Q を入力としていることから発電機間に無効電力横流が過渡的に発生することがある。

無効電力の横流は，図 6.8 に示すように自端の無効電力を入力とした横流補償回路を設ければ，その発生を防止できる。



ここで，Q：無効電力，Qs:無効電力初期値
Ea：端子電圧，Eas：端子電圧設定値

図 6.8 横流補償回路（その 1）

Fig. 6.8 Cross Current Compensator (1)

上図において Ea はあまり変化しないこと ,および多入力 PSS の場合には過渡的に補償すれば良いので ,図 6.9 のように Q 入力部分に組み込んでも ,上記とほぼ同様の横流補償効果が得られる。

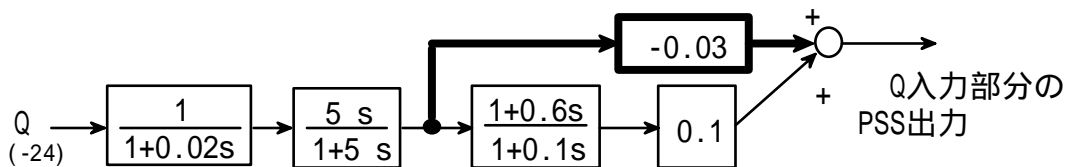


図 6.9 横流補償回路（その 2）

Fig. 6.9 Cross Current Compensator (2)

この Q 入力部分の PSS 出力は ,

$$\frac{1}{1+0.02s} \frac{5s}{1+5s} \left(\frac{1+0.6s}{1+0.1s} 0.1 - 0.03 \right) = \frac{1}{1+0.02s} \frac{5s}{1+5s} \frac{1+0.8143s}{1+0.1s} 0.07 \quad (6.1) \text{式}$$

となる。このため ,図 6.8 の横流補償を付加することは , Q 入力部分のゲインを下げて ,位相を少し進ませることと等価である。

この事は ,逆にこの部分のゲインを大きくし過ぎると隣接発電機との間に過渡的な無効電力横流が発生する可能性があることを示している。運用上 ,そのような運転は行わないかもしれないが ,対象発電機と隣接発電機の有効電力出力に大

きな差がある場合，系統擾乱後に両機の有効・無効電力出力に大きな差が発生しやすくなるので注意が必要である。

以上より，横流が起こらない程度に Q 入力部分のゲインを小さくすることにより，横流補償は不要となることがわかる。

6.1.7 過渡安定度向上論理（回路）の設定

系統事故・除去後の過渡動揺第 1 波における過渡安定度を向上させるために，図 6.5 に示した「過渡安定度向上論理」（以下，「回路」と称する）によって計算された P を発電機の AVR 回路に加算する。この回路は，端子電圧 E_a が端子電圧設定値 E_{as} より 0.2 pu 以上低下するような発電機至近端の系統事故時除去後に，界磁電圧 E_f を発電機励磁系のシーリング電圧まで突き上げることで，過渡第 1 波の同期化力を高めることができる。

実際の P の計算は，図 6.10 に示すように P の値を積分し，発電機単位慣性定数 M [sec] で割っているため，発電機回転数にマイナスを付けた値にほぼ等しい（ P は，系統事故中に負の値となる）。したがって，系統事故中に発電機回転数が増加し，系統事故が除去された後に P がその最大値の 1 倍以下に減少した時に回路を解除するのとはほぼ等価である。 P が 0.0 の場合， P が系統事故発生前と同じ値になった時に回路が解除され， P が 1.0 の場合は系統事故除去と同時に回路が解除されることになる。実際には励磁系の遅れがあるために， $P=0.0$ では励磁系の突き上げ時間が長すぎてかえって動揺が大きくなってしまいう可能性があるため， $P=0.3$ 程度を使用すればよい。

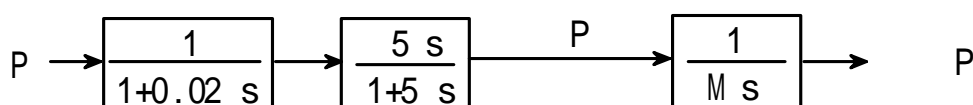


図 6.10 P の計算ブロック図

Fig. 6.10 Block Diagram of P

ただし，事故除去後に，発電機回転数は比較的急激に減速するため， P の値を多少変えても，回路の解除のタイミングのずれは一般に 0.1 秒程度であるため影響は小さい。

また，系統事故中に低下した端子電圧 E_a と有効電力 P が事故除去後に急激に復帰するため，これらの変化速度 dE_a および dP 入力が負の大きな値になり，多入力 PSS の出力が一瞬下がることもある。この一瞬下がることで脱調に至るケースは

稀であるが，至近端事故後，加速する内部相差角 の過渡第 1 波が減衰方向に変わるまでは界磁電圧をシーリング電圧まで突き上げるために，多入力 PSS には回路を併用することが推奨される。

6.1.8 クロスコンパウンド機への対応

多入力 PSS をクロスコンパウンド機に適用した場合に，発電機間の有効・無効電力横流が増加することがある^[6-12]。このような場合は，(6.2)式の Q_{input} をそれぞれプライマリ機，セカンダリ機の無効電力入力とすることでこれを抑制することができる。

$$Q_{input} = \frac{Q_P \times S_P + Q_S \times S_S}{S_P + S_S} \quad (6.2) \text{式}$$

ただし， Q ：発電機無効電力出力， S ：発電機容量，
添え字の P はプライマリ機， S はセカンダリ機を表す。

6.2 多入力 PSS 試作機の実験的検証

実機相当のソフト・ハードにより構成される多入力 PSS の試作機を，実機に近い環境である（財）電力中央研究所の交・直流電力系統シミュレータの発電機に適用し，多機系統における制御定数設定法の妥当性および系統安定化効果を検証する。

6.2.1 シミュレータ試験条件

(1) 試験系統

長距離串形 4 機無限大母線系統を基本ケースとし，系統構成の違いに対する多入力 PSS のロバスト性を検証するために，表 6.2 に示す試験系統において試験を実施した。

表 6.2 シミュレータ試験系統構成
Table 6.2 Simulator Testing System Configuration

試験系統	参照図	特 徴
4 機系	図 3.5	基本系統
3 機系	図 3.6	4 機系のナイト潮流断面を想定し，火力 3 号機を停止し，全部の負荷を半分に減らした
2 機系	図 3.8	火力 2 号および火力 3 号機を停止し，負荷 1 号，負荷 3 号を停止
1 機系	図 3.9	火力 2 号機のみ運転，全負荷を停止

4 機系(基本系統)において山側の原子力 2 号機以外の発電機高圧側ノードは，発電量と負荷がほとんどバランスしているローカル系統を模擬している。系統擾乱後には約 0.9 秒と 1.1 秒の短周期および約 4.6 秒の長周期動揺が現れる。

試験に使用した発電機の定数は第 3 章 表 3.2 をシミュレータ試験系統は，第 3 章 図 3.5，図 3.6，図 3.8～図 3.10 を参照されたい。

(2) 系統擾乱条件

擾乱条件を表 6.3 に示す。まず，限界送電電力を比較するため，原子力 2 号機の出力を増加させながら，火力 3 号機と原子力 1 号機の間地点における 1 回線 3LG-0 (4 サイクル遮断，再閉路なし) の擾乱を加えた。この際，P+ 形 PSS の定数変化に対する多入力 PSS のロバスト性を検証するため，P+ 形 PSS 定数を変更した。

表 6.3 系統擾乱条件
Table 6.3 System Disturbance Conditions

名 称	擾乱発生方法
3LG-0	火力 3 号機と原子力 1 号機を結ぶ 2 回線送電線の間地点において，1 回線 3LG-0 (4cyc.) を発生させ，再閉路はしない。
同相 1LG	原子力 2 号機変圧器高圧側至近端において 2 回線同相 1LG【1 2LG-2L0(4cyc.)】を発生させ，その 1 秒後に再閉路(2LR)する。
3L0	原子力 1 号機の高圧側至近端(火力 3 号機側)において，1 回線開放(3L0)をおこなう。

次に、両 PSS によるダンピング（制動）を比較するため、同地点における 1 回線開放（3L0）、および、原子力 2 号機の主変圧器高圧側至近端における 2 回線にまたがる同相故障（1φ 2LG-0-R, 4 サイクル遮断, 1 秒後に再閉路成功）を実施した。

最後に、多入力 PSS の系統条件の変化に対するロバスト性を検証するため、無限大母線に接続される上記の 4 機系から、3 機系, 2 機系, 1 機系と系統構成を変更し、3LG-0 の擾乱を加えた。具体的には、3 機系では、火力 3 号機を停止し、3 カ所の負荷をそれぞれ半分にした。2 機系では、原子力 1, 2 号機と負荷 1 号 60 [kW] のみを系統に接続した。1 機系では原子力 2 号機のみとし、負荷は無しとした。

(3) 多入力 PSS の定数

長距離串形 4 機無限大母線系統の一番山側の原子力 2 号機に多入力 PSS または $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS を適用し、他の 3 機は AVR のみ（PSS なし）とした。

原子力 2 号機に適用した多入力 PSS 付き AVR ブロック線図を図 6.11 に示す。なお、過渡安定度向上論理（ v 回路）は図 6.5 を用いた。また、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS は、同図から多入力 PSS として新たに付加した回路（Q 入力 PSS, dE_a , dP 部分および v 回路）を削除して構成した。その他 3 機の発電機の AVR ブロック線図は、第 3 章 図 3.12(a) (c) (d) を参照されたい。

$\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS の定数については、多入力 PSS で新たに付加した部分の効果を明らかとするため、表 6.4 に示した Set 1~3 までの計 5 種類を用意した。Set 1（基本ケース）の定数は、シミュレーション結果を参照しながら heuristic に定めた。Set 2a および 2b は入力の PSS 部のゲイン K_ω を、基本ケースの 10 から、5 および 15 と増減させた。Set 3a および 3b は、このゲインの最大値にそれぞれ 5 および 10 の制約をつけて S 法の最適化機能^[6-11]を用いて設定した。なお、このゲインは、発電機の常時の出力変動などで端子電圧を大きく変動させないように、10 程度に制約される場合が多いため、このような変化ケースを設定した。

多入力 PSS で新たに付加した部分の定数は、すべてのケースで一定とした。ただし、 T_3 と T_4 については以下の考えで第 6.1.4 節の推奨値から変更した。第 6.1.4 節での設計例では T_{do}' が 5.427 [sec] の商用原子力発電機を対象としている。シミュレータ試験用定数は図 6.12 に示すように無効電力 Q 入力から界磁電圧 E_f を経て、 T_{do}' の 1 次遅れ後の（無負荷時の）端子電圧 E_f （無負荷時の）までのボード線図がほぼ同じになるように調整した。

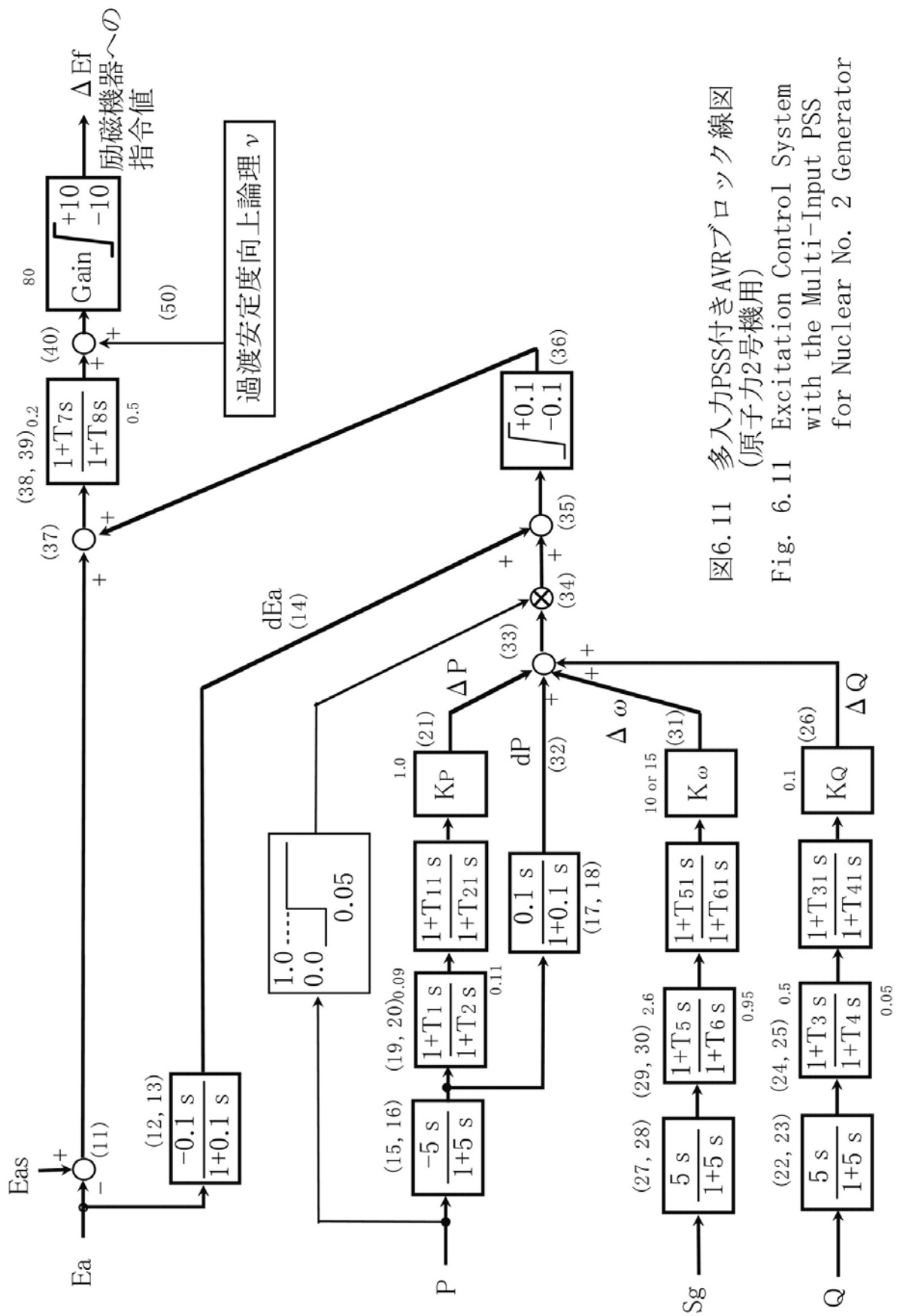


図6.11 多入力PSS付きAVRブロック線図
(原子力2号機用)

Fig. 6.11 Excitation Control System
with the Multi-Input PSS
for Nuclear No. 2 Generator

表 6.4 多入力 PSS の定数

Table 6.4 Multi-Input PSS Parameters

パラメータ	Set 1	Set 2a	Set 2b	Set 3a	Set 3b
Gain	80				
T ₇	0.2				
T ₈	0.5				
	0.3				
K _P	1			0.616	0.513
K	10	5	15	4.62	10
K _Q	0.1				
T ₁ , T ₁₀	0.09 , -			0.045 , 0.080	0.046 , 0.086
T ₂ , T ₂₀	0.11 , -			0.123 , 0.057	0.128 , 0.053
T ₃ , T ₃₀	0.5 , -				
T ₄ , T ₄₀	0.05 , -				
T ₅ , T ₅₀	2.6 , -			0.694 , 11.240	0.690 , 5.165
T ₆ , T ₆₀	0.95 , -			1.002 , 0.917	0.846 , 0.909

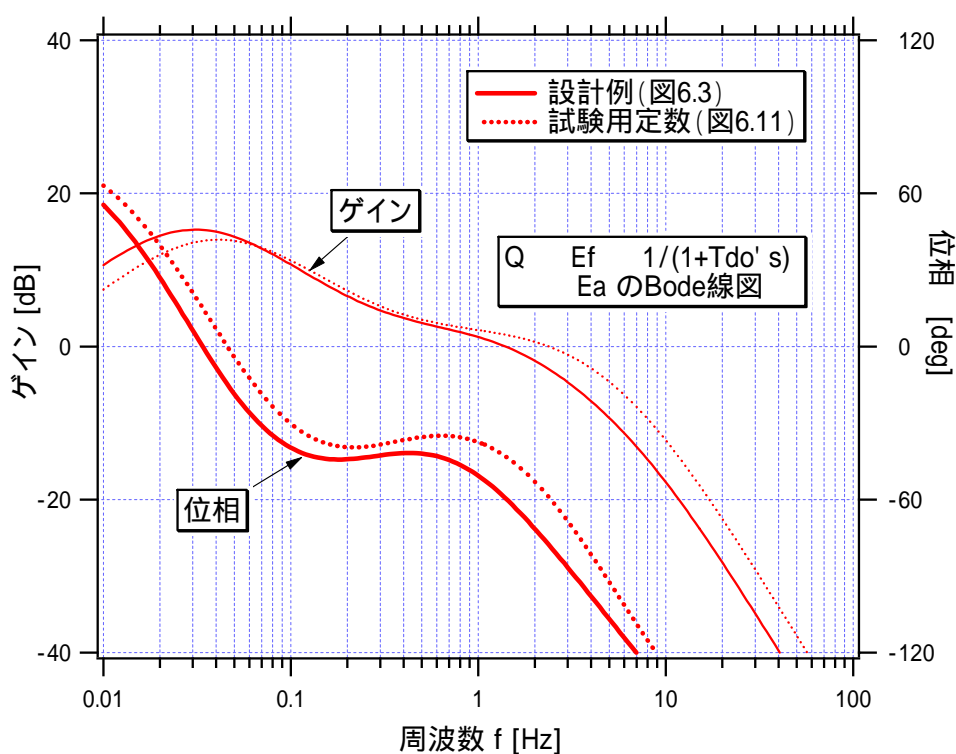


図 6.12 設計例と試験用定数の多入力 PSS 付き AVR における無効電力 Q から Tdo' の 1 次遅れの後の端子電圧 Ea までのボード線図

Fig. 6.12 Bode Diagram from Q Input to Terminal Voltage Ea

6.2.2 シミュレータ試験ケース

シミュレータ試験ケースを表 6.5 に示す。

表 6.5 シミュレータ試験の目的

Table 6.5 Aims of the Simulator Experimental Cases

Case	試験の目的	PSS定数	擾乱条件
1a	基本性能の検証	Set 1	1回線3LG-O
1b	PSS定数の違いによる効果検証(1) (ω に対するゲインを ± 5 だけ変更)	Set 2a, 2b	同上
1c	PSS定数の違いによる効果検証(2) (ω に対するゲイン $K\omega$ を変更し、定数を最適化)	Set 3a, 3b	同上
2	種々の事故に対する安定性検証 (2回線同相1LG)	Set 1	2回線同相1LG (1 ϕ 2LG-O-R)
3	系統条件変更に対する効果検証 (3 \sim 1機系, 負荷の変更)	Set 1	1回線3LG-O

6.2.3 試験結果

基本ケース (Case 1a) では、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS の限界送電電力 (原子力 2 号機の出力) が 50 kW であったのに対し、多入力 PSS は 55 kW まで増加させた。原子力 2 号機の出力が 50 kW の時の $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS および多入力 PSS での試験結果 (δ , P , ω および Q の動揺波形) を図 6.13, 図 6.14 にそれぞれ示す。原子力 2 号機のみが多入力 PSS を付加することで、全発電機のダンピングをより向上させていることがわかる。

図 6.13 より、 P と ω の動揺は小さく (6 \sim 10 秒間の両触れ振幅で、 P は 2.9 kW, ω は 0.3 %) 十分にダンピングを付加できていない。しかし、原子力 2 号機を除いた発電機の Q は δ と同相で大きく (10.0 \sim 22.5 kVar) 動揺している。ただし、原子力 2 号機の Q では、その振幅は大きい (16.0 kVar) が、 δ の動揺位相より若干進んでいる。これは、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS の効果が若干加わっているためである。多入力 PSS は、このように $\Delta P + \Delta \omega$ が動揺を十分に抑制できない場合であってもダンピングを更に付加し、動揺の減衰を向上させている。

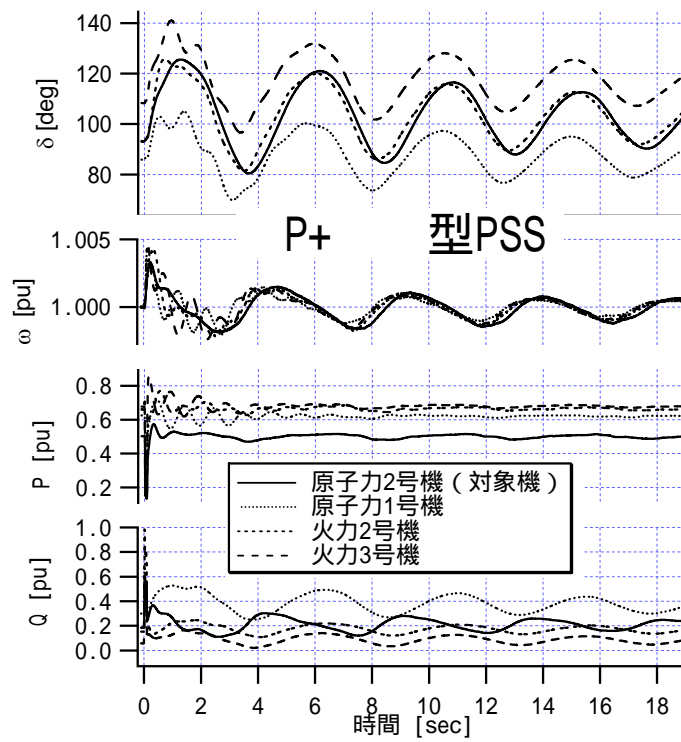


図 6.13 Case 1a の試験結果(P+ 形 PSS, 3LG-0)
Fig. 6.13 Testing Result of Case 1, P+ Type PSS

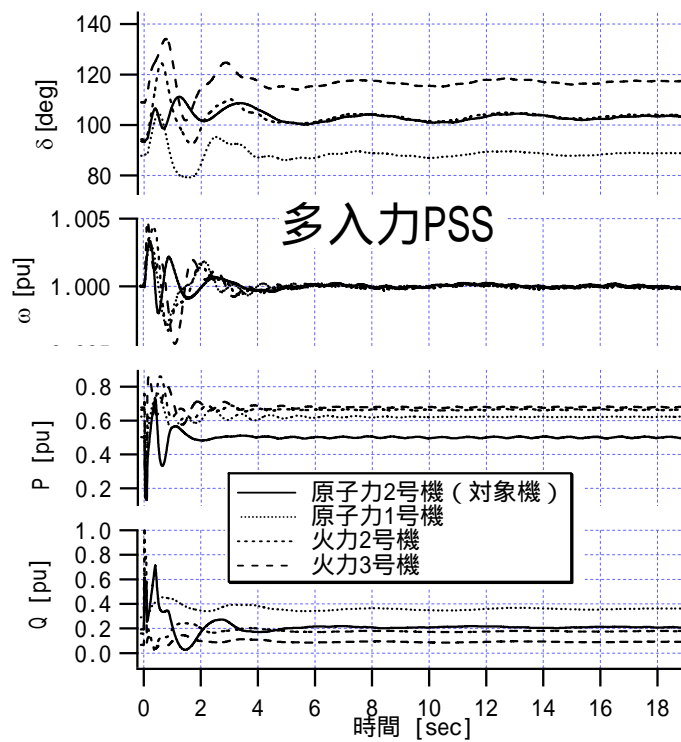


図 6.14 Case 1a の試験結果(多入力 PSS, 3LG-0)
Fig. 6.14 Testing Result of Case 1, MPSS

図 6.15 に Case 1a における各出力における内部相边角 δ の最大値を示す。ダンピングの度合いを判断するために通常、「減衰時定数」を用いることが多いが、多入力 PSS を適用した場合、過渡安定度向上回路（ v 回路）の影響で過渡動揺第 1 波が歪み、各ケースにおいて共通した条件下での減衰時定数の算出が困難なため、ダンピング指標として次式に示す、発電機回転数の二乗偏差を用いた。

$$\text{回転数の二乗偏差 (RMS)} = \sqrt{\sum_{t=0}^{19[\text{sec}]} (N - N_0)^2 \times 0.005 [\text{sec}]} \quad (6.3) \text{ 式}$$

ここで、
 N : 発電機回転数 [pu],
 N_0 : 時間 $T = 0$ [秒] における回転数 N [pu]
 N のデータサンプリング刻み時間は 0.005 [sec]

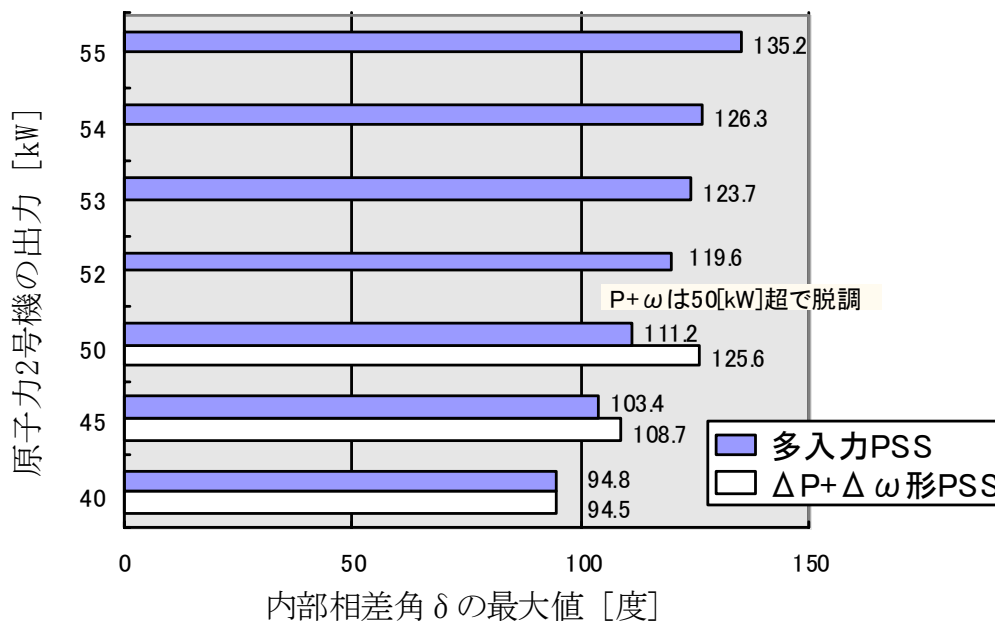


図 6.15 多入力 PSS と $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS の限界送電電力の比較 (Case 1a, 3LG-0)

Fig. 6.15 Comparison between the Multi-Input and $\Delta P + \Delta \omega$ PSS

図 6.16 に上式から算出した回転数の二乗偏差を示す。図 6.15, 図 6.16 より多入力 PSS が、内部相边角 δ の最大値を抑制して限界送電電力を増大し、かつ、ダンピングが優れていることが検証された。

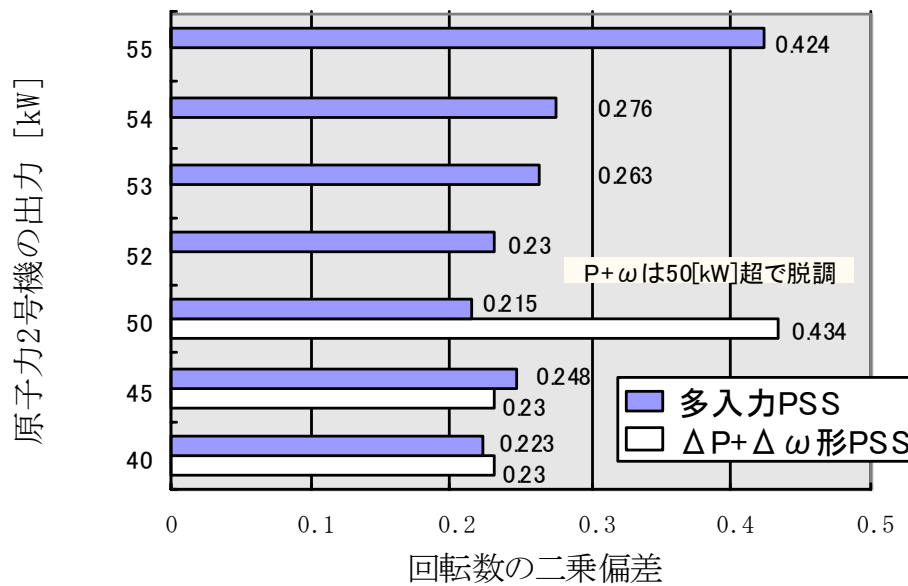


図 6.16 多入力 PSS と $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS の回転数の二乗偏差の比較
(Case 1a, 3LG-0)

Fig. 6.16 Comparison between the Root Mean Square
of the Generator Rotating Speed

各試験ケースにおける限界送電電力の比較を図 6.17 に、回転数の二乗偏差（ダンピング指標）の比較を図 6.18 にそれぞれ示す。これらより、全ケースにおいて $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS より多入力 PSS の限界送電電力が 5～10 % 程度大きく、かつ、Case 1c ($K\omega = 10$) 以外の全てのケースにおいて多入力 PSS の方がダンピング指標が小さい、すなわち多入力 PSS の方がダンピングが良いことがわかる。これより、全ケースにおいて多入力 PSS の優れた効果が検証された。

また、多入力 PSS として新たに付加した $\Delta Q + dE_a + dP$ 部分の定数は全ケースで同一の定数を使用していることから、多入力 PSS の $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS 部分の定数、2 回線にまたがる事故など実系統で考えられる種々の系統事故条件、および、系統構成の大幅な変更に対するロバスト性も検証された。

さらに、実際の発電機に適用するにあたって検証しておくべき課題である、回転数検出精度の影響、発電機電圧の高調波ひずみ、自励式サイリスタの点弧時のノイズ、系統事故時の瞬時電流波形の直流分、不平衡故障時の動作に対して試作機が問題なく、その能力を発揮できることを確認した。

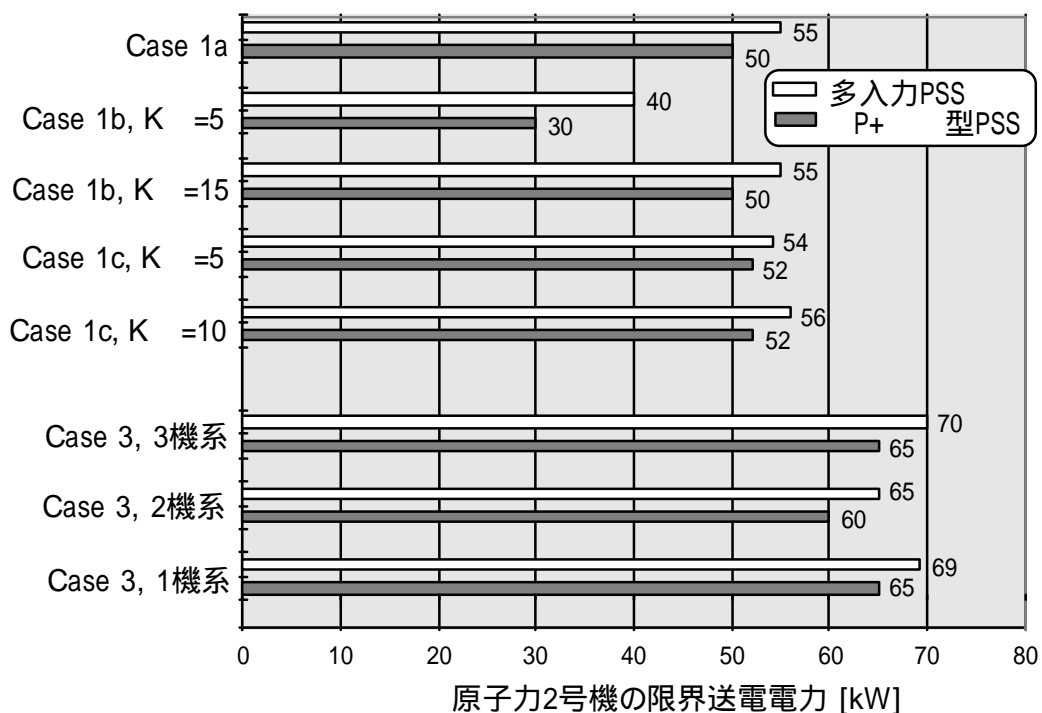


図 6.17 多入力 PSS と P+ 形 PSS の限界送電電力の比較 (1 回線 3LG-0)

Fig. 6.17 Power Transfer Limit of the MPSS and P+ PSS

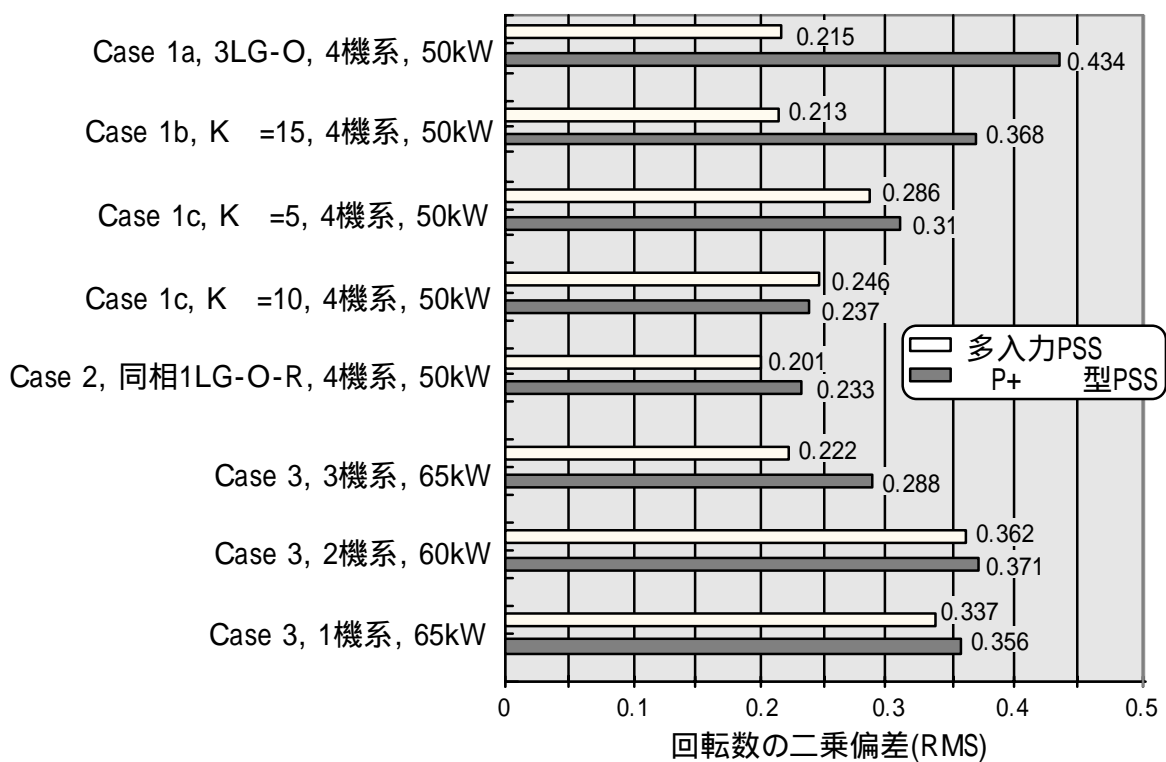


図 6.18 回転数の二乗偏差 (ダンピング指標) の比較 (4 機系, 50 [kW])

Fig. 6.18 Comparison between the RMS of the Generator Rotating Speed

6.3 第 6 章の結論

多機系統における多入力 PSS の定数設定法について、Q 入力 PSS 部分の効果の分析を行い、 $P+$ 形 PSS 部分との役割分担を明らかとした。Q 入力 PSS では、 $P+$ 形 PSS の効果が発揮されにくくなる、振幅の大きく長周期な動揺に対する効果が期待できる。また、多入力 PSS は、Q 入力 PSS の付加によって派生する可能性のある高い周波数での電圧振動を抑制するため、電圧と有効電力の変化速度 (dE_a , dP) を付加した構成とした。さらに、これらの定数を設定するにあたっての根拠と、設定方法および推奨値を示した。

実機相当のハード・ソフトを持つ多入力 PSS の試作機を、複雑な動揺モードを含む長距離串形 4 機系統の発電機に導入し、制御定数設定法の妥当性と効果を検証した。その結果、多入力 PSS は、発電機台数、擾乱条件や $P+$ 形 PSS 部分の定数の変更に対し、多入力 PSS で付加した部分の定数を一定に保ったままで、 $P+$ 形 PSS と比較して限界送電電力を 5～10 %程度増加させた。また、限界送電電力未満の出力における一部のケース以外の全てのケースでダンピングが優れていることが確認された。

これにより、多入力 PSS の大きな動揺に対する優れた抑制効果とロバスト性の高さ、および開発した定数設定法の有効性が検証されたものとする。さらに、実機適用に当たって問題となる可能性のある雑音等に対して試作機が問題なくその能力を発揮できることを確認した。なお、多機系統での大きな動揺時の無効電力の振る舞いについては、理論的には必ずしも明らかではないため、シミュレーションによる確認は必須と考える。

第 6 章の参考文献

- [6-1] 北内，吉村，谷口，白崎，市川，萬城，天野，「多機系統における長周期動揺抑制用多入力 PSS の定数設定法とその実験的検証」,電学論 B，122 巻 1 号，H14(2002)年 1 月
- [6-2] 北内，吉村，谷口，白崎，市川，萬城，天野，「長周期動揺抑制用多入力 PSS の定数設定法とその検証」,電力中央研究所 研究報告 T98030，H11(1999)年 3 月
- [6-3] 北内，谷口，白崎，市川，天野，萬城，「長周期動揺抑制用多入力 PSS 試作機のシミュレータ試験（その 2：電中研シミュレータによる長距離串型 4 機系統試験）」,電気学会全国大会，1477，H11(1999)年 3 月
- [6-4] 白崎 隆，北内 義弘，谷口 治人，市川 嘉則，天野 雅彦，萬城 実，「多入力 PSS の開発と検証」,電気関係学会東北支部連合大会，H11(1999)年 8 月
- [6-5] 北内，白崎，加藤，天野，「発電機励磁制御による広域安定度の向上策について」,電気学会東京支部茨城支所 研究発表会，H12(2000)年 12 月
- [6-6] 萬城，北内，白崎，林，北村，「最新の発電機励磁制御システム部 デジタル AVR と電力系統安定化制御」,日立評論，2000(H12)年 2 月
- [6-7] 森田，北内，「多入力 PSS の EAST30 機系統モデルにおける効果検証」,電気学会全国大会，6-213，H14(2002)年 3 月
- [6-8] 北内，谷口，白崎，市川，天野，萬城，「長周期動揺抑制用多入力 PSS の開発（その 3：多機モデルにおける検証）」,電気学会電力・エネルギー部門大会 No. 132，H9(1997)
- [6-9] 北内，谷口，白崎，市川，天野，萬城，「長周期動揺抑制用多入力 PSS 試作機のシミュレータ試験（その 1：RTDS による多機系統試験）」,電気学会全国大会，1476，H11(1999)年 3 月

- [6-10] 電力系統モデル標準化調査専門委員会：「電力系統の標準モデル」，電気学会技術報告 第 754 号，1999 年 11 月
- [6-11] 吉村，内田，「多機系統ロバスト安定化のための P+ 形 PSS 定数最適設計手法」，電気学会 論文誌 B Vol.118，p.1312，H10(1998)年 11 月
- [6-12] 同期機励磁系の仕様と特性，電気学会技術報告 第 536 号，H7(1995)年 2 月

第 7 章 結 論

本論文は将来の大型電源開発に対応し、効率的な系統構成で大電力送電を行うために、不可欠な系統擾乱後の過渡安定度の維持および、発電機単体に起因する周期 1 秒程度の短周期動揺のみならず、系統の広域に影響する弱制動な周期 2 秒程度以上の長周期電力動揺を抑制することのできる、すなわち、長距離大電力送電系統の安定度向上のための発電機励磁制御方式に関して研究したものである。

本論文で得られた結論を要約すると以下のようになる。

(1) 電力系統の構成や運転状態が変化した場合にも、安定運転が維持でき、送電可能電力の向上が図れる方式として、専門家の経験を活かすことのできるファジィ理論を適用し、AVR 機能および PSS 機能を合わせ持つ励磁制御方式を開発した。本方式を長周期・弱制動の複雑な動揺モードが存在する長距離串形 4 機無限大母線系統の 4 機の発電機に導入し、定数最適化を施した既設の PSS 付超速応励磁制御方式と安定度向上性能の比較を行った。

その結果、ファジィ励磁制御システムは系統構成および運転状態が大幅に変化しても、制御系の定数を変えずに、既設装置と比較し、大幅に限界送電電力を増加させることができることを確認した。

(2) より一層の長距離・大電力送電により発電機の内部相差角 δ が 90 度以上になる場合に、従来形の $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS より高い長周期動揺抑制能力およびロバスト性を持つ多入力 PSS を開発した。実機相当のハード・ソフトを持つ多入力 PSS の試作機を長距離串形 4 機無限大母線系統に導入し、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS との性能比較試験を実施した。

その結果、発電機台数、擾乱条件や $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS 部分の定数の変更に対し、多入力 PSS で付加した部分の定数を一定に保ったままで、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS と比較して限界送電電力を 5～10 % 程度増加させることを確認した。

また、多入力 PSS を多機系統に適用する場合の、制御定数の設定方法、設定根拠および推奨値を明らかにした。

以下、本論文で得られた結論を各章毎に提示する。

第 1 章「序論」

本章は序論であり、本研究における背景と発電機励磁制御方式による電力系統安定度向上効果の有効性について述べ、本論文の位置付けを明確化した。

第 2 章「ファジィ理論による発電機励磁制御システムの開発」

電力系統の構成や運転状態が変化した場合にも、安定運転が維持でき、送電可能電力の向上が図れる方式として、専門家の経験を活かすことのできるファジィ理論を適用し、AVR 機能および PSS 機能を合わせ持つ励磁制御方式を開発した。これにより、ファジィ理論を用いた発電機励磁制御システムを開発し、実際の発電機特性を模擬している（財）電力中央研究所の交・直流電力系統シミュレータ（以下、シミュレータ）の原子力 1, 2 号機に設置した。計算機シミュレーションにより事前検討を行った論理をそのまま組み込んだ予備試験では、シミュレーションで予想されたように、動揺の減衰は極めて改善された。しかし、発電機の軸ねじれ振動に起因すると考えられる高い周波数成分が動揺成分に顕著に重畳された。この高周波数成分を抑制する理論とともに、過渡安定度をより一層向上させる論理を開発・付加した。

ファジィ励磁制御システムによる安定度向上効果を検証するために、送電線亘長 300 km の 1 機および 2 機無限大母線系統において各種系統擾乱を加えた試験を実施した。また、2 機系の場合には、ファジィ励磁制御方式の適用発電機台数を変化させて試験を実施し、シミュレータ既設の PSS 付超速応励磁制御方式とその性能を比較した。

試験の結果、開発したファジィ励磁制御システムは、安定度の向上効果に関して、既設の PSS 付超速応励磁制御方式より優れていること、すなわち、より大きな安定限界送電電力を与え、かつ動揺の減衰に優れていることが確認された。

第 3 章 「ファジィ発電機励磁制御システムの長距離串形系統における安定度向上効果」

より一層の適応性、ロバスト性を発揮させるため、従来のファジィ励磁制御方式に、界磁電圧指令値偏差に乗じる進み遅れ要素の遅れ側（分母）の時定数の大きさをオンラインで変更する方式を開発・追加し、また有効電力入力に関わるフィルタ等に改良を加えた。

この方式を，シミュレータの4機の回転形模擬発電機に導入し，長周期・弱制動の複雑な動揺モードが存在する長距離串形4機無限大母線系統において本制御系と定数最適化を施した既設のPSS付超速応励磁制御方式との比較試験を行った。

試験の結果，ファジィ励磁制御システムは系統構成および運転状態が大幅に変化しても，制御系の定数を変えずに，20 %以上限界送電電力を増加させることができることを確認した。ただし，一部のケースでは，その断面で最適化したPSSより限界送電電力が低下する場合もみられた。

また，本制御系には多くのメンバーシップ関数やフィルタの時定数などがあるが，4つの主要なパラメータを調整することで諸条件に対応できることを確認し，これらパラメータの発電機本体の特性に応じた設定の考え方を明らかにした。

第4章 「長周期動揺抑制用 多入力 PSS の開発」

より一層の長距離・大電力送電により発電機の内部相差角 δ が90度以上になる場合に，従来形の $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSSより高い長周期動揺抑制能力およびロバスト性を持つ多入力PSSを開発した。現用方式（ $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSS）との適合性および現用方式からの移行性を高めるため， $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSSに新たに入力を加える形で，多入力PSSを構成している。

多入力PSSは現用の $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSSに無効電力偏差（ ΔQ ），端子電圧変化速度（ dE_a ）および有効電力変化速度（ dP ）の入力を追加したものである。

送電線亘長の異なる3つの1機無限大系統に対し，同一の定数を用いた $\Delta \omega$ 形PSS， $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSSおよび多入力PSSを適用した場合の安定度向上効果を，線形化モデルの同期化力係数 K_s およびダンピングトルク係数 K_d および，Y法によるシミュレーション計算により比較した。

その結果，多入力PSSはいずれの系統においても他の2方式と比較して高いダンピング能力とロバスト性を有しており，特に内部相差角 δ が大きくなる長距離送電線においてその能力を発揮することを明らかとした。

第5章 「長周期動揺抑制用多入力 PSS の1機および2機系における実験的検証」

シミュレータの原子力機に多入力PSSを適用し，1機および2機無限大系統において，多入力PSSおよび $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSSの性能比較試験を実施した。その結果，多入力PSSは，内部相差角が小さい場合は $\Delta P + \Delta \omega$ 形PSSとほぼ同等の性能を示し，内部相差角が大きい場合に，その無効電力入力の効果を発揮することが実験

的に確認された。

各定数の設定に用いた系統と構成が異なる系統において、多入力 PSS は 3LG-0 直後の内部相差角の増加を抑え、高いダンピング性能を持つことを確認した。

また、同一母線に変圧器を介して並列に接続されている 2 機の発電機に多入力 PSS および現用 PSS を任意に組み合わせた場合にも、問題がないことを確認した。

最後に、シミュレータ試験結果と動特性計算プログラム（Y 法）用多入力 PSS モデルを用いたシミュレーション計算結果がよく合致していることから、多入力 PSS モデルのシミュレーション計算モデルの妥当性が検証された。

第 6 章 「多機系統における多入力 PSS の定数設定法とその実験的検証」

多機系統における多入力 PSS の定数設定法について、Q 入力 PSS 部分の効果の分析を行い、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS 部分との役割分担を明らかにした。Q 入力 PSS では、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS の効果が発揮されにくくなる、振幅の大きく長周期な動揺に対する効果が期待できる。また、多入力 PSS は、Q 入力 PSS 付加によって派生する可能性のある高い周波数での電圧振動を抑制するため、電圧と有効電力の変化速度（dEa, dP）を付加した構成とした。さらに、これらの定数を設定するにあたっての根拠と、設定方法および推奨値を示した。

実機相当のハード・ソフトを持つ多入力 PSS の試作機を、複雑な動揺モードを含む長距離串形 4 機系統の発電機に導入し、制御定数設定法の妥当性と効果を検証した。すなわち、多入力 PSS では、発電機台数、擾乱条件や $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS 部分の定数の変更に対し、多入力 PSS で付加した部分の定数を一定に保ったままで、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS と比較して限界送電電力を 5～10 % 程度増加させた。また、限界送電電力未満の出力における一部のケース以外の全てのケースでダンピングが優れていることが確認された。

これにより、多入力 PSS の大きな動揺に対する優れた抑制効果とロバスト性の高さ、および開発した定数設定法の有効性が検証されたものとする。さらに、実機適用に当たって問題となる可能性のある雑音等に対して試作機が問題なくその能力を発揮できることを確認した。なお、多機系統での大きな動揺時の無効電力の振る舞いについては、理論的には必ずしも明らかではないため、シミュレーションによる確認は必須と考える。

以上、本論文は長距離大電力送電系統の安定度向上のための発電機励磁制御方式を開発し、その効果を実験的に検証した。

なお、第 4～6 章において開発した多入力 PSS およびその定数整定手法は、(財)電力中央研究所、東北電力(株)、(株)日立製作所の共同研究により、実際的な適用可能性について精査された後、東北電力 東新潟火力発電所 2 号機に設置され、平成 14 年 6 月 14 日から運用を開始した。系統事故などの擾乱時における発電機のフィールドデータの計測により、高い動揺抑制効果が検証され、実用化に至っている。

このような大容量火力機に導入された PSS は、 ΔP 形 PSS、 $\Delta \omega$ 形 PSS、 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS 以来では初めての事例であり、多入力 PSS の実用性の高さを示すものと考えている。

最後に、本論文で開発した手法が電力系統の安定度向上に寄与できる事を願い、本論文を結ぶ。

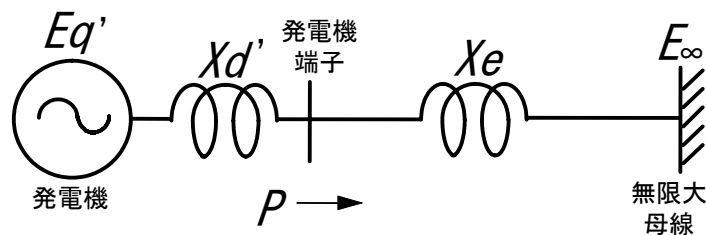
付録 1 現用 PSS の効果

以下に、現在広く利用されている ΔP 形， $\Delta \omega$ 形， $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS（以下，現用 PSS と称する）の効果について説明する。

PSS（Power System Stabilizer：電力系統安定化装置）は，発電機の動揺を抑制する目的で，その出力を AVR の補助入力として加算する。PSS の入力要素としては，発電機有効電力 P ，発電機回転数 ω ，およびその両方を入力とする $P + \omega$ が一般に採用されているが，回転数 ω の代わりに発電機端子電圧の周波数を用いる場合もある。

A1-1 同期化力とダンピングトルク

PSS の効果を理解するために，まず，図 A1.1 に示す一機無限大系統モデルを用いて同期化力とダンピングトルクについて説明する。



ここで，

P ：有効電力[pu]

$E_{q'}$ ：発電機背後電圧

$X_{d'}$ ：D 軸過渡リアクタンス

X_e ：送電線のリアクタンス（含む昇圧トランス分）

E_{∞} ：無限大母線電圧（周波数と電圧が一定とみなせる）

δ ： $E_{q'}$ から E_{∞} までの相差角

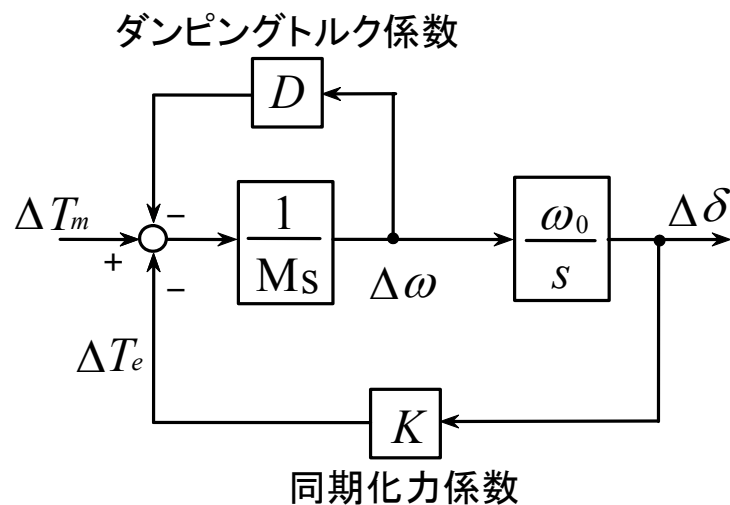
図 A1.1 1 機無限大系統モデル

Fig. A1.1 1-machine to Infinite Bus Model

図 A1.1 に示す 1 機無限大系統において簡略線形化された発電機－系統モデル（ $X_{d'}$ 背後電圧一定モデル）は，図 A1.2 のように表される。系統に落雷などの事故が発生すると，系統電圧が低下するため，発電機電磁トルク T_e （ \propto 有効電力 P ）

は低下し、これにより発電機回転数 ω は加速し、相差点 δ も増加する。しかし δ の増加に伴う δ に比例した同期化力および ω の増加に伴う ω に比例したダンピングトルクを加算した発電機電磁トルク T_e が増加するため、その後、発電機は減速する。ここで、 T_e 、 $\Delta \delta$ 、 $\delta \omega$ をほぼ正弦波と仮定すれば、 T_e は下式のように、 $\Delta \delta$ に比例する成分（同期化力）と $\Delta \omega$ に比例する成分（ダンピングトルク）の和として表現できる。

$$T_e = D \Delta \omega + K \Delta \delta \quad (\text{A1.1) 式}$$



ここで、

ΔT_m : タービントルク偏差

ΔT_e : 発電機電磁トルク偏差 ($= D \Delta \omega + K \Delta \delta \doteq$ 有効電力偏差 ΔP)

$\Delta \omega$: 発電機回転数偏差

δ : 相差点

M : 慣性定数 ($= 2H$)

ω_0 : 定格角速度 ($= 2\pi f_0$, f_0 は定格周波数)

K : 同期化力係数

D : ダンピングトルク係数

図 A1.2 1 機無限大系統線形化ブロック線図

Fig. A1.2 Linearized 1-machine to Infinite Bus Model

ここで、発電機の内部電圧 E_q' 、無限大母線電圧 E_∞ 、内部電圧から無限大母線までのリアクタンスがわかっているならば、有効電力 P は次式で与えられる。

$$P = \frac{E'_q E_\infty}{X'_d + X_e} \sin \delta \quad (\text{A1.2) 式}$$

同期化力係数 K は、これを δ で微分して得られる。

$$K = \left. \frac{\partial P}{\partial \delta} \right|_{\delta_0} = \frac{E'_q E_\infty}{X'_d + X_e} \cos \delta \quad (\text{A1.3) 式}$$

系統に落雷などの事故が発生すると、系統電圧が低下するため、発電機電磁トルク T_e (\equiv 有効電力 P) は低下し、これにより発電機回転数 ω は加速し、相差角 δ も増加する。しかし δ の増加に伴う δ に比例した同期化力および ω の増加に伴う ω に比例したダンピングトルクを加算した発電機電磁トルク T_e が増加するため、その後、発電機は減速する。

ここで、

同期化力 : δ に比例する成分で同期を保つためのトルク
 ダンピングトルク: ω に比例する成分で動揺を収束させるトルク

であり、図 A1.2 に示すように、この二つのトルクを加算したものが発電機電磁トルク T_e (\equiv 有効電力 P) となる。これらのトルクの係数をそれぞれ同期化力係数 K およびダンピングトルク係数 D と呼ぶ。

発電機の有効電力 P が小さいほど、相差角 δ が小さいため、同期化力係数 K が大きくなる。 K が大きいと相差角 δ が増加した時の発電機速度が減衰する割合が大きくなるため、発電機のより安定な運転が可能である。

図 A1.2 のブロック線図を表す微分方程式は、次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \Delta \delta &= \frac{\omega_0}{s} \Delta \omega \\ s &= \frac{d}{dt} \\ \Delta \omega &= \frac{\Delta T_m - \Delta T_e - D \Delta \omega}{M s} \end{aligned} \right\} \quad (\text{A1.4) 式}$$

(A1.5) 式をまとめると、

$$\frac{M}{\omega_0} s^2 \Delta \delta + \frac{D}{\omega_0} s \Delta \delta + K \Delta \delta = \Delta T_m \quad (\text{A1.5) 式}$$

となり、 s の根が次式で与えられることから、

$$s = \frac{D}{2M} \pm j \sqrt{\frac{\omega_0 K}{M} - \frac{D^2}{4M^2}} \quad (\text{A1.6) 式}$$

その応答のダンピング時定数 T_d [sec], 動揺周波数 ω_k [rad/sec], 動揺周期 T_k [sec] は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} T_d &= \frac{2M}{D} \\ \omega_k &= \frac{2\pi}{T_k} \cong \sqrt{\frac{\omega_0 K}{M}} \end{aligned} \right\} \quad (A1.7) \text{ 式}$$

$$\left(\because \frac{\omega_0 K}{M} \gg \frac{D^2}{4M^2} \right)$$

(A1.7)式より以下のことが言える。

- (1) ダンピングトルク係数 D が大きいほど,
減衰時定数 T_d は短くなる。
- (2) 同期化力係数 K が大きいほど, 動揺周期 T_k は
短くなる。
- (3) 慣性定数 M が大きいほど, 減衰時定数 T_d は長く,
動揺周期 T_k も長くなる。

A1.2 同期機の線形化近似ブロック

発電機のローターの影響や, AVR, PSS を考慮すると, 図 A1.2 の一機無限大系統線形化ブロック線図は, 図 A1.3 のようになる^[A1-1, A1-2]。各係数の導出を付録 2 に示す。

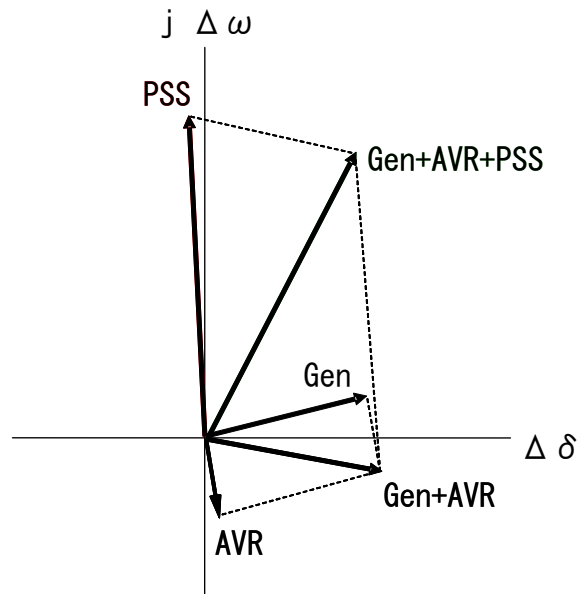


図 A1.4 同期化・ダンピングトルク特性の例

Fig. A1.4 Example of the Synchronizing and Damping Torque Characteristics

一般に発電機の特徴は図 A1.4 の Gen というトルクであり，同期化力，ダンピングトルクともに正である。超速応 AVR は同期化力を増加させるが，ダンピングトルクは負であるため，発電機に超速応 AVR のみを付加した場合，図 A1.4 の Gen+AVR のようにダンピングトルクが負になり，振動発散してしまうことがある。

このような場合，正のダンピングトルク特性を持つ PSS を付加することにより，安定化が図れる。

A1.4 $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS

近年，ローカル系統の 1 秒前後の動揺周期と広域系統の 2 秒前後の動揺周期に対応するために多数の実機に $\Delta P + \Delta \omega$ 形 PSS が採用されている^[4-5, 4-7]。

ここで，系統動揺時の ΔP 形および $\Delta \omega$ 形 PSS 出力変動をそれぞれ ΔT_p および ΔT_ω とすれば，次式で表すことができる。

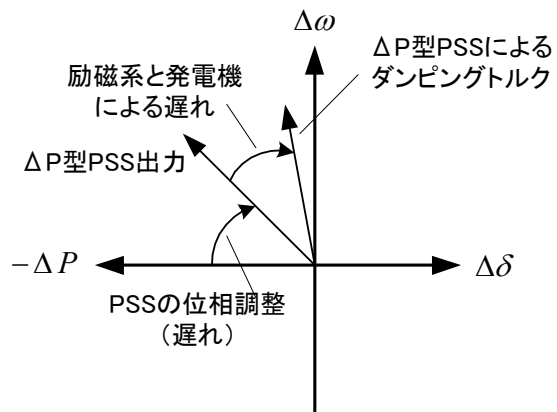
$$\begin{aligned}
\Delta T_P &= G_{P-PSS} \Delta P \\
&\cong G_{P-PSS} \Delta T_e \\
&= G_{P-PSS} \left(-\frac{Ms^2}{\omega_0} \Delta \delta \right) \\
&= G_{P-PSS} \frac{M\omega^2}{\omega_0} \Delta \delta
\end{aligned} \tag{A1.8} 式$$

$$\begin{aligned}
\Delta T_\omega &= G_{\omega-PSS} \Delta \omega \\
&= G_{\omega-PSS} \left(\frac{s}{\omega_0} \Delta \delta \right) \\
&= G_{\omega-PSS} \frac{j\omega}{\omega_0} \Delta \delta
\end{aligned}$$

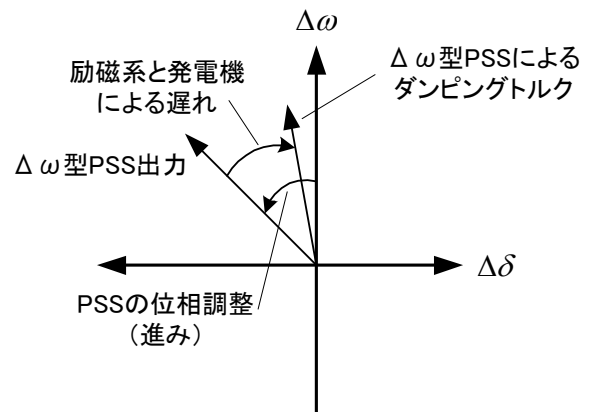
ただし、 G_{P-PSS} : ΔP 形 PSS の伝達関数
 $G_{\omega-PSS}$: $\Delta \omega$ 形 PSS の伝達関数

上式からわかるように ΔP 形 PSS の出力は ω の 2 乗に比例するのに対して $\Delta \omega$ 形は ω の 1 乗に比例するため、 ΔP 形に比べ $\Delta \omega$ 形 PSS の方が (ω が小さい) 長周期成分のダンピング改善効果をもたせる PSS の設計が容易である。つまり、 ω が小さくなればなるほど、 ω の 2 乗に比例する ΔP 形の等価的なゲインが $\Delta \omega$ 形に比べてより小さくなるためである。

ΔP 形 PSS は長周期動揺に対する等価的なゲインが小さく、通常の出力行変更に対して応動しないことが望まれる。一方、 $\Delta \omega$ 形 PSS は測定信号に高周波のノイズが含まれやすく、一般に発電機軸系の高周波振動や共振などに対するフィルタなどの配慮が必要な場合が多い。さらに、図 A1.5 に示すように、 ΔP 形 PSS の進み遅れ要素は「遅れ側」、 $\Delta \omega$ 形 PSS の進み遅れ要素は「進み側」となることが多いため、一般に、 $\Delta \omega$ 形 PSS の過渡ゲインは、大きく、 ΔP 形のそれは小さくなる。



ΔP型PSSの位相関係



Δω型PSSの位相関係

図 A1.5 ΔP および Δω 形 PSS の位相関係

Fig. A1.5 Phase Relationship of the ΔP and Δω Input Type PSS

以上のような理由から、それぞれの入力の特長を活かし

ΔP形 PSS	: 短周期動揺のダンピング
Δω形 PSS	: 長周期動揺のダンピング

を分担させることによって、ΔP+Δω形 PSS はローカル系統と広域系統の異なる動揺周期に対応することが期待できる。

付録 1 の参考文献

- [A1-1] W. G. Heffron, R. A. Phillips, "Effect of a Modern Amplidyne Voltage Regulator on Underexcited Operation of Large Turbine Generators", AIEE Trans. (Power Apparatus and Systems), vol. 71, pp. 692-697, August 1952.
- [A1-2] F. P. Demello, C. Concordia, "Concepts of Synchronous Machine Stability as Affected by Excitation Control", IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-88, pp. 316-329, No. 4, April 1969.

付録 2 線形近似モデルの係数

図 A2.1 に示す 1 機無限大系統を線形化し，線形近似モデルの係数 K1～K8 を導出する。（中間負荷の無い系統に関しては， $R = \infty$ ， $X_f = 0$ として考えればよい。）

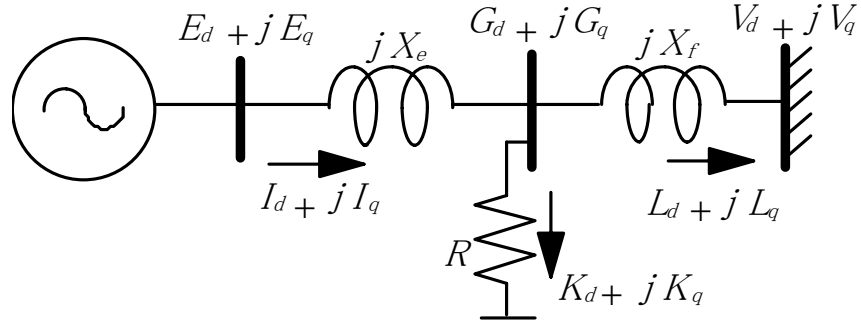


図 A2.1 1 機無限大母線系統（中間負荷有り）

Fig. A2.1 1-machine to the Infinite Bus System

図 A2.1 において，以下の関係式が成り立つ

$$I_d + jI_q = \frac{E_q - G_q}{X_e} + j \frac{G_d - E_d}{X_e} \quad (\text{A2.1) 式}$$

$$K_d + jK_q = \frac{G_d}{R} + j \frac{G_q}{R} \quad (\text{A2.2) 式}$$

$$L_d + jL_q = \frac{G_q - V_q}{X_f} + j \frac{V_d - G_d}{X_f} \quad (\text{A2.3) 式}$$

$$\begin{cases} I_d = K_d + L_d \\ I_q = K_q + L_q \end{cases} \quad (\text{A2.4) 式}$$

(A2.1) 式より，

$$\begin{cases} E_q = X_e I_d + G_q \\ E_d = -X_e I_q + G_d \end{cases} \quad (\text{A2.5) 式}$$

(A2.3) 式より，

$$\begin{cases} G_q = X_f L_d + V_q \\ G_d = -X_f L_q + V_d \end{cases} \quad (\text{A2.6) 式}$$

(A2. 2) および (A2. 4) 式より ,

$$\begin{cases} L_q = I_q - \frac{G_q}{R} \\ L_d = I_d - \frac{G_d}{R} \end{cases} \quad (\text{A2. 7) 式}$$

(A2. 6) 式に (A2. 7) 式を代入して G_d , G_q について整理すると,

$$\begin{cases} G_q = \frac{R^2 X_f I_d + R X_f^2 I_q - R X_f V_d + R^2 V_q}{X_f^2 + R^2} \\ G_d = \frac{R X_f^2 I_d - R^2 X_f I_q + R^2 V_d + R X_f V_q}{X_f^2 + R^2} \end{cases} \quad (\text{A2. 8) 式}$$

(A2. 8) 式を (A2. 5) 式に代入して E_d , E_q について整理すると,

$$\begin{cases} E_q = A_1 I_d + A_2 I_q - A_3 V_d + A_4 V_q \\ E_d = A_2 I_d - A_1 I_q + A_4 V_d + A_3 V_q \end{cases} \quad (\text{A2. 9) 式}$$

ただし,

$$\begin{cases} A_1 = X_e + \frac{R^2 X_f}{X_f^2 + R^2} \\ A_2 = \frac{R X_f^2}{X_f^2 + R^2} \\ A_3 = \frac{R X_f}{X_f^2 + R^2} \\ A_4 = \frac{R^2}{X_f^2 + R^2} \end{cases}$$

一方, 発電機を X_d' 背後電圧一定モデルで表わせば,

$$\begin{cases} E_q = -X_d' I_d + E_q' \\ E_d = X_q I_q \end{cases} \quad (\text{A2. 10) 式}$$

発電機 Q 軸から無限大電圧 V までの位相角を δ とすれば,

$$\begin{cases} V_q = V \cos \delta \\ V_d = V \sin \delta \end{cases} \quad (\text{A2. 11) 式}$$

(A2. 9)～(A2. 11)式より，Ed，Eq を消去すると，

$$\begin{cases} I_q = A_5 E_q' + A_6 \sin \delta + A_7 \cos \delta \\ I_d = A_8 E_q' + A_9 \sin \delta + A_{10} \cos \delta \end{cases} \quad (\text{A2. 12) 式}$$

ただし，

$$\begin{cases} A_5 = \frac{A_2}{(X_d' + A_1)(X_q + A_1) + A_2^2} \\ A_6 = \frac{\{A_2 A_3 + A_4(X_d' + A_1)\}V}{(X_d' + A_1)(X_q + A_1) + A_2^2} \\ A_7 = \frac{\{A_3(X_d' + A_1) - A_2 A_4\}V}{(X_d' + A_1)(X_q + A_1) + A_2^2} \\ A_8 = \frac{X_q + A_1}{(X_d' + A_1)(X_q + A_1) + A_2^2} \\ A_9 = \frac{\{A_3(X_q + A_1) - A_2 A_4\}V}{(X_d' + A_1)(X_q + A_1) + A_2^2} \\ A_{10} = -\frac{\{A_2 A_3 + A_4(X_q + A_1)\}V}{(X_d' + A_1)(X_q + A_1) + A_2^2} \end{cases}$$

(A. 12) 式を微分して，

$$\begin{cases} \Delta I_q = A_5 \Delta E_q' + A_{11} \Delta \delta \\ \Delta I_d = A_8 \Delta E_q' + A_{12} \Delta \delta \end{cases} \quad (\text{A2. 13) 式}$$

ただし，

$$\begin{cases} A_{11} = A_6 \cos \delta_0 - A_7 \sin \delta_0 \\ A_{12} = A_9 \cos \delta_0 - A_{10} \sin \delta_0 \end{cases}$$

(1) K1 および K2 の導出

発電機電磁トルク T_e は，有効電力 P と等しいと仮定すると，

$$T_e \cong P = E_d I_d + E_q I_q \quad (\text{A2. 14) 式}$$

(A2. 10) 式を (A2. 14) 式に代入して，

$$T_e \cong P = I_q E_q' + (X_q - X_d') I_d I_q \quad (\text{A2. 15) 式}$$

(A2. 15) 式を線形化して，整理すると，

$$\Delta T_e = I_{q0} \Delta E_q' + A_{13} \Delta I_q + A_{14} \Delta I_d \quad (\text{A2. 16) 式}$$

ただし，

$$\begin{cases} A_{13} = (X_q - X_d') I_{do} + E_{q0}' \\ A_{14} = (X_q - X_d') I_{q0} \end{cases}$$

(A2. 13) 式を (A2. 16) 式に代入して，整理すると，

$$\Delta T_e = K_1 \Delta \delta + K_2 \Delta E_q' \quad (\text{A2. 17) 式}$$

したがって，

$$\begin{cases} K_1 = A_{11} A_{13} + A_{12} A_{14} \\ K_2 = I_{q0} + A_5 A_{13} + A_8 A_{14} \end{cases} \quad (\text{A2. 18) 式}$$

(2) K3 および K4 の導出

電機子抵抗，ダンパ効果，磁気飽和および残留磁束を無視すると，同期機の基本特性は次式で表わされる。

$$\begin{cases} E_q = \phi_d = -X_d I_d + X_{md} i_{fd} \\ \phi_{fd} = -X_{md} I_d + X_{fd} i_{fd} \\ \frac{d\phi_{fd}}{dt} = e_{fd} - R_{fd} i_{fd} \end{cases} \quad (\text{A2. 19) 式}$$

これらの式より，次式が成り立つ。

$$\begin{cases} E_q = -X_d' I_d + E_q' \\ E_q' = \frac{E_{fd} - I_{fd}}{s T_{do}'} \\ I_{fd} = E_q' + (X_d - X_d') I_d \end{cases} \quad (\text{A2. 20) 式}$$

ただし,

$$\begin{cases} E_q' = \frac{X_{md} \phi_{fd}}{X_{fd}} \\ E_{fd} = \frac{X_{md} e_{fd}}{R_{fd}} \\ I_{fd} = X_{md} i_{fd} \end{cases}$$

(ここで, E_{fd} , I_{fd} は, 無負荷定格電圧時に 1.0 となる値)

(A2.20) 式の第 2 式, 第 3 式より

$$(1 + s T_{do}') E_q' = E_{fd} - (X_d - X_d') I_d \quad (\text{A2.21 式})$$

線形化して,

$$(1 + s T_{do}') \Delta E_q' = \Delta E_{fd} - (X_d - X_d') \Delta I_d \quad (\text{A2.22 式})$$

(A2.13) 式を代入して整理すると,

$$\Delta E_q' = \frac{K_3}{1 + K_3 s T_{do}'} (\Delta E_{fd} - K_4 \Delta \delta) \quad (\text{A2.23 式})$$

したがって,

$$\begin{cases} K_3 = \frac{1}{1 + (X_d - X_d') A_8} \\ K_4 = (X_d - X_d') A_{12} \end{cases} \quad (\text{A2.24 式})$$

(3) K5 および K6 の導出

端子電圧 E_a は,

$$E_a^2 = E_d^2 + E_q^2 \quad (\text{A2.25 式})$$

と表わされる。これを微分して, 整理すると,

$$\Delta E_a = \frac{E_{d0}}{E_{a0}} \Delta E_d + \frac{E_{q0}}{E_{a0}} \Delta E_q \quad (\text{A2.26 式})$$

一方, (A2.10) 式を微分して,

$$\begin{cases} \Delta E_q = -X_d' \Delta I_d + \Delta E_q' \\ \Delta E_d = X_q \Delta I_q \end{cases} \quad (\text{A2.27 式})$$

(A2. 27) 式に (A2. 13) 式を代入して,

$$\begin{cases} \Delta E_q = -X_d' A_{12} \Delta \delta + (1 - X_d' A_8) \Delta E_q' \\ \Delta E_d = X_q A_{11} \Delta \delta + X_q A_5 \Delta E_q' \end{cases} \quad (\text{A2. 28) 式}$$

(A2. 28) 式に (A2. 26) 式に代入して,

$$\Delta E_a = \left(\frac{E_{d0}}{E_{a0}} X_q A_{11} - \frac{E_{q0}}{E_{a0}} X_d' A_{12} \right) \Delta \delta + \left\{ \frac{E_{d0}}{E_{a0}} X_q A_5 + \frac{E_{q0}}{E_{a0}} (1 - X_d' A_8) \right\} \Delta E_q' \quad (\text{A2. 29) 式}$$

したがって,

$$\begin{cases} K_5 = \frac{E_{d0}}{E_{a0}} X_q A_{11} - \frac{E_{q0}}{E_{a0}} X_d' A_{12} \\ K_6 = \frac{E_{d0}}{E_{a0}} X_q A_5 + \frac{E_{q0}}{E_{a0}} (1 - X_d' A_8) \end{cases} \quad (\text{A2. 30) 式}$$

(4) K7 および K8 の導出

無効電力 Q は次式で表わされる。

$$Q = E_q I_d - E_d I_q \quad (\text{A2. 30) 式}$$

(A2. 30) 式に (A2. 10) 式を代入して,

$$\begin{cases} E_q = -X_d' I_d + E_q' \\ E_d = X_q I_q \end{cases} \quad (\text{A2. 10) 式 再掲}$$

$$Q = -X_d' I_d^2 + E_q' I_d - X_q I_q^2 \quad (\text{A2. 31) 式}$$

線形化して,

$$\Delta Q = I_{d0} \Delta E_q' + (E_{q0}' - 2 X_d' I_{d0}) \Delta I_d - 2 X_q' I_{q0} \Delta I_q \quad (\text{A2. 32) 式}$$

(A2. 32) 式に (A2. 13) 式を代入して,

$$\begin{aligned} \Delta Q = & \{ A_{12} (E_{q0}' - 2 X_d' I_{d0}) - 2 X_q' I_{q0} A_{11} \} \Delta \delta \\ & + \{ I_{d0} + A_8 (E_{q0}' - 2 X_d' I_{d0}) - 2 X_q' I_{q0} A_5 \} \Delta E_q' \end{aligned} \quad (\text{A2. 33) 式}$$

したがって,

$$\begin{cases} K_7 = A_{12} (E_{q0}' - 2 X_d' I_{d0}) - 2 X_q' I_{q0} A_{11} \\ K_8 = I_{d0} + A_8 (E_{q0}' - 2 X_d' I_{d0}) - 2 X_q' I_{q0} A_5 \end{cases} \quad (\text{A2. 34) 式}$$

付録 3 同期化力係数とダンピングトルク係数

第 4 章 図 4.9 の励磁系線形化ブロック（自励）において，簡単のため，

$$\left\{ \begin{array}{l} B_0 = \frac{1+T_7 s}{1+T_8 s} \text{Gain} E_{a0} \\ B_1 = \frac{1}{1+0.02 s} \\ B_2 = \frac{0.1 s}{1+0.1 s} \\ B_3 = \frac{5 s}{1+5 s} \end{array} \right. \quad (\text{A3.1}) \text{式}$$

とおく。

また，

$$\Delta \delta = \frac{\omega_0}{s} \Delta \omega \quad (\text{A3.2}) \text{式}$$

の関係を用いて， $\Delta \omega$ を $\Delta \delta$ で置き換えると，界磁電圧偏差 ΔE_{fd} は次式のように表現できる。

$$\Delta E_{fd} = B_4 \Delta E_a + B_5 \Delta P + B_6 Q + B_7 \Delta \delta \quad (\text{A3.3}) \text{式}$$

ただし，

$$\left\{ \begin{array}{l} B_4 = \frac{E_{fd}}{E_{a0}} - B_0 B_1 (1 + B_2 w_1) \\ B_5 = B_0 B_1 (-B_3) \left(\frac{1+T_1 s}{1+T_2 s} w_2 + B_2 w_3 \right) \\ B_6 = B_0 B_1 B_3 \frac{1+T_3 s}{1+T_4 s} w_4 \\ B_7 = B_0 B_1 B_3 \frac{1+T_5 s}{1+T_6 s} \frac{s}{\omega_0} w_5 \end{array} \right.$$

で表わせる。ただし，励磁系が他励の場合，上述の B_0 および B_4 は

$$\left\{ \begin{array}{l} B_0 = \frac{1+T_7 s}{1+T_8 s} \text{Gain} \\ B_4 = -B_0 B_1 (1 + B_2 w_1) \end{array} \right. \quad (\text{A3.4}) \text{式}$$

とする必要がある。

また，付録 2 で示したように，

$$\begin{cases} \Delta P = K_1 \Delta \delta + K_2 \Delta E_q' \cong \Delta T_e \\ \Delta E_a = K_5 \Delta \delta + K_6 \Delta E_q' \\ \Delta Q = K_7 \Delta \delta + K_8 \Delta E_q' \end{cases} \quad (\text{A3.5}) \text{ 式}$$

であるから，これを (A3.3) 式に代入して整理すれば，

$$\Delta E_{fd} = C_1 \Delta \delta + C_2 \Delta E_q' \quad (\text{A3.6}) \text{ 式}$$

ただし，

$$\begin{cases} C_1 = B_4 K_5 + B_5 K_1 + B_6 K_7 + B_7 \\ C_2 = B_4 K_6 + B_5 K_2 + B_6 K_8 \end{cases}$$

が得られる。

一方，付録 2 より，

$$\Delta E_q' = \frac{K_3}{1 + K_3 T_{d0}' s} (\Delta E_{fd} - K_4 \Delta \delta) \quad (\text{A2.23}) \text{ 式 再掲}$$

であるから，(A3.6) 式を (A2.23) に代入して，整理すれば，

$$\Delta E_q' = \frac{\left(\frac{K_3}{1 + K_3 T_{d0}' s} \right) (C_1 - K_4)}{1 - C_2 \left(\frac{K_3}{1 + K_3 T_{d0}' s} \right)} \Delta \delta \quad (\text{A3.7}) \text{ 式}$$

が得られる。これを (A2.5) 式の ΔP の式に代入すれば，

$$\begin{aligned} \Delta T_e \cong \Delta P &= K_1 \Delta \delta + K_2 \Delta E_q' \\ &= \left\{ K_1 + \frac{K_2 \left(\frac{K_3}{1 + K_3 T_{d0}' s} \right) (C_1 - K_4)}{1 - C_2 \left(\frac{K_3}{1 + K_3 T_{d0}' s} \right)} \right\} \Delta \delta \end{aligned} \quad (\text{A3.8}) \text{ 式}$$

(A2.8) 式の $\Delta \delta$ の係数を実部と虚部に分けて表記すれば，

$$\Delta T_e \cong \Delta P = (K_{real} + j K_{imag}) \Delta \delta \quad (\text{A3.9}) \text{ 式}$$

となる。

周期的な動揺に対する応答は $s = j\omega$ として求められることから，(A3.2)式の関係を用いて(A3.9)を変形すれば，

$$\begin{aligned}\Delta T_e &\cong K_{real} \Delta\delta + j K_{imag} \Delta\delta \\ &= K_{real} \Delta\delta + K_{imag} \frac{\omega_0}{\omega} \Delta\omega\end{aligned}\tag{A3.10} 式$$

したがって，同期化力係数 K_s およびダンピングトルク係数 K_d は，次式のようになる。

$$\begin{cases} K_s = K_{real} \\ K_d = K_{imag} \frac{\omega_0}{\omega} \end{cases}\tag{A3.11} 式$$

付録 4 線形近似モデル（発電機ダンパあり）の係数

第 6 章 図 6.6 に示した線形化一機無限大母線系統モデルの各係数を以下に求める。

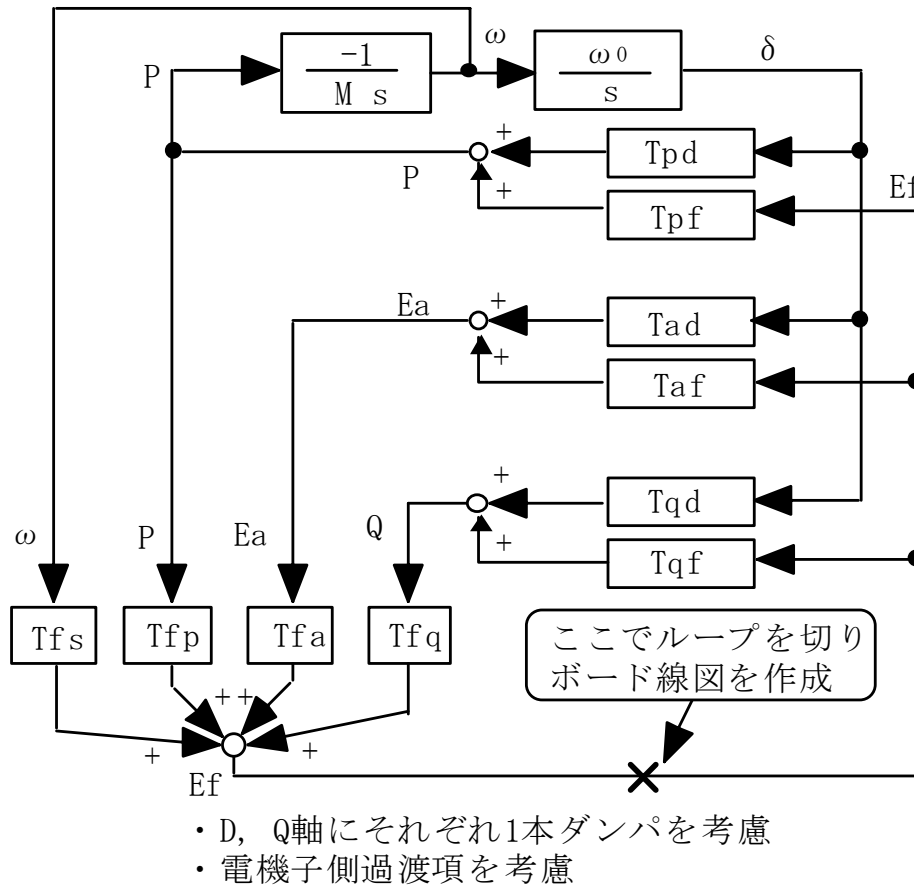


図 6.6 線形化一機無限大母線系統モデル（再掲）

Fig 6.6 Linearized 1-machine to Infinite Bus Model

Park の方程式^[A4-1, A4-2]より，D 軸, Q 軸にダンパを一本ずつ模擬し，電機子巻線抵抗を無視すれば，

(1) 電機子巻線電圧・電流関係式

$$\begin{cases} E_d = p \phi_d - \phi_q \\ E_q = p \phi_q + \phi_d \end{cases} \quad (\text{A4.1}) \text{ 式}$$

$$p = \frac{s}{\omega_0}$$

(2) 回転子巻線電圧・電流関係式

$$\begin{cases} E_{fd} = s \phi_{fd} + R_{fd} I_{fd} \\ 0 = s \phi_{kd} + R_{kd} I_{kd} \\ 0 = s \phi_{kq} + R_{kq} I_{kq} \end{cases} \quad (\text{A4. 2) 式}$$

(3) 回転子磁束関係式

$$\begin{cases} \phi_d = -X_d I_d + X_{md} I_{fd} + X_{md} I_{kd} \\ \phi_{fd} = -X_{md} I_d + X_{fd} I_{fd} + X_{md} I_{kd} \\ \phi_{kd} = -X_{md} I_d + X_{md} I_{fd} + X_{kd} I_{kd} \end{cases} \quad (\text{A4. 3) 式}$$

$$\begin{cases} \phi_q = -X_q I_q + X_{mq} I_{kq} \\ \phi_{kq} = -X_{mq} I_q + X_{kq} I_{kq} \end{cases} \quad (\text{A4. 4) 式}$$

上述の (A4. 1) ～ (A4. 4) を整理して,

$$\begin{cases} \phi_d = -X_d(p) I_d + G(p) E_{fd} \\ \phi_q = -X_q(p) I_q \end{cases} \quad (\text{A4. 5) 式}$$

が得られる。ここで,

$$\begin{cases} X_d(s) = \frac{X_d \{ (1 + p T_d') (1 + p T_d'') + p T_d'' \varepsilon_d \}}{(1 + p T_{do}') (1 + p T_{do}'') + p T_{do}'' \beta} \\ X_q(s) = \frac{X_q (1 + p T_q'')}{1 + p T_{qo}''} \\ G(s) = \frac{1 + p T_{do}'' \alpha}{(1 + p T_{do}') (1 + p T_{do}'') + p T_{do}'' \beta} \end{cases} \quad (\text{A4. 6) 式}$$

$$\begin{cases} \alpha = \frac{X_{fd} (X_{kd} - X_{md})}{X_{fd} X_{kd} - X_{md}^2} \\ \beta = \frac{X_{md}^2}{X_{fd} X_{kd} - X_{md}^2} \\ \varepsilon_d = \frac{X_d^2 X_{md}^2}{X_d \{ X_d (X_{fd} X_{kd} - X_{md}^2) - X_{md}^2 (X_{fd} + X_{kd} - 2 X_{md}) \}} \end{cases} \quad (\text{A4. 7) 式}$$

$$\left\{ \begin{array}{l}
T_{do}' = \frac{X_{fd}}{R_{fd}} \\
T_d' = T_{do}' \frac{X_d'}{X_d} \\
T_{do}'' = \frac{X_{kd} - \frac{X_{md}^2}{X_{fd}}}{R_{kd}} \\
T_d'' = T_{do}'' \frac{X_d''}{X_d'} \\
T_{qo}'' = \frac{X_{kq}}{R_{kq}} \\
T_q'' = T_{qo}'' \frac{X_q''}{X_q'} \\
X_d' = X_d - \frac{X_{md}^2}{X_{fd}} \\
X_q'' = X_q - \frac{X_{mq}^2}{X_{kq}} \\
X_d'' = X_d - \frac{X_{md}^2 (X_{fd} + X_{kd} - 2 X_{md})}{X_{fd} X_{kd} - X_{md}^2}
\end{array} \right. \quad (A4.8) \text{ 式}$$

図 6.6 に示すように,

$$\left\{ \begin{array}{l}
E_a = T_{ad} \delta + T_{af} E_f \\
P = T_{pd} \delta + T_{pf} E_f \\
Q = T_{qd} \delta + T_{qf} E_f \\
\delta = T_{dp} P \\
\omega = \frac{1}{T_{ds}} \delta \quad , \quad T_{ds} = \frac{\omega_0}{s} \\
E_f = T_{fa} E_a + T_{fp} P + T_{fq} Q + T_{fs} \omega
\end{array} \right. \quad (A4.9) \text{ 式}$$

線形化一機無限大母線系統モデル（発電機のダンパあり）の各係数は以下のよう
に求められる。

$$\begin{cases} T_{ad} = \frac{E_{d0}}{E_{a0}} E_{dd} + \frac{E_{q0}}{E_{a0}} E_{qd} \\ T_{af} = \frac{E_{d0}}{E_{a0}} E_{de} + \frac{E_{q0}}{E_{a0}} E_{qe} \\ T_{pd} = I_{d0} E_{dd} + I_{q0} E_{qd} + E_{d0} I_{dd} + E_{q0} I_{qd} \\ T_{pf} = I_{d0} E_{de} + I_{q0} E_{qe} + E_{d0} I_{de} \\ T_{qd} = -I_{q0} E_{dd} + I_{d0} E_{qd} + E_{q0} I_{dd} - E_{d0} I_{qd} \\ T_{qf} = -I_{q0} E_{de} + I_{d0} E_{qe} + E_{q0} I_{de} \end{cases} \quad (\text{A4.10}) \text{ 式}$$

ただし、

$$\begin{cases} E_{dd} = -p XD I_{dd} + XQ I_{qd} \\ E_{de} = \frac{p X_e G(p)}{XD} \\ E_{qd} = -XD I_{dd} - p XQ I_{qd} \\ E_{qe} = \frac{X_e G(p)}{XD} \end{cases} \quad (\text{A4.11}) \text{ 式}$$

$$\begin{cases} I_{dd} = \frac{(\sin \delta_0 - p \cos \delta_0) E_\infty}{(p^2 + 1) XD} \\ I_{de} = \frac{G(s)}{XD} \\ I_{qd} = \frac{(\cos \delta_0 + p \sin \delta_0) E_\infty}{(p^2 + 1) XQ} \end{cases} \quad (\text{A4.12}) \text{ 式}$$

$$\begin{cases} XD = X_d(p) + X_e \\ XQ = X_q(p) + X_e \end{cases} \quad (\text{A4.13}) \text{ 式}$$

以上の結果を用いて、図 6.6 の一巡伝達関数 F を求めると以下となる。

$$\begin{aligned} F = & -T_{fa} \left\{ T_{ad} \left(\frac{T_{dp} T_{pf}}{1 - T_{dp} T_{pd}} \right) + T_{af} \right\} \\ & - \left(T_{fp} + \frac{T_{fs} T_{dp}}{T_{ds}} \right) \left\{ T_{pd} \left(\frac{T_{dp} T_{pf}}{1 - T_{dp} T_{pd}} \right) + T_{pf} \right\} \\ & - T_{fq} \left\{ T_{qd} \left(\frac{T_{dp} T_{pf}}{1 - T_{dp} T_{pd}} \right) + T_{qf} \right\} \end{aligned} \quad (\text{A4.14}) \text{ 式}$$

付録 4 の参考文献

- [A4-1] R. H. Park, “Two Reaction Theory of Synchronous Machines – I” , AIEE, Trans., 48, 1929
- [A4-2] R. H. Park, “Two Reaction Theory of Synchronous Machines – II” , AIEE Trans., 52, 1993

付録 5 交・直流電力系統シミュレータの概要

第 2, 3, 5, 6 章において試験を行った（財）電力中央研究所 狛江研究所の交・直流電力系統シミュレータについてその概要を述べる。

1983 年（昭和 58 年）6 月にほぼ現在の形で運開した「交・直流電力系統シミュレータ」は、100kVA クラスの回転型模擬発電機や変圧器、交直変換器や送電線模擬のコイルなど、実際の電力系統を構成する要素機器を小型アナログモデルで実現している。

本シミュレータは、主要設備の特性を極力実系統設備と同等にしているため、ソフトウェアの研究では予知できない現象を実験的に検討できるため、電力系統における異常現象の解明や新たな各種系統制御・保護装置の検証などに大きく役立てることができる。

A5-1 設備の特徴

原子力発電機を模擬している 100kVA 発電機では、その電気的特性を 100 万 kVA クラスの発電機とほぼ同等に模擬し、原子力 1 号機については、その機械系についても軸ねじれ共振を考慮できるよう実際の構成に近づけた構造になっている。

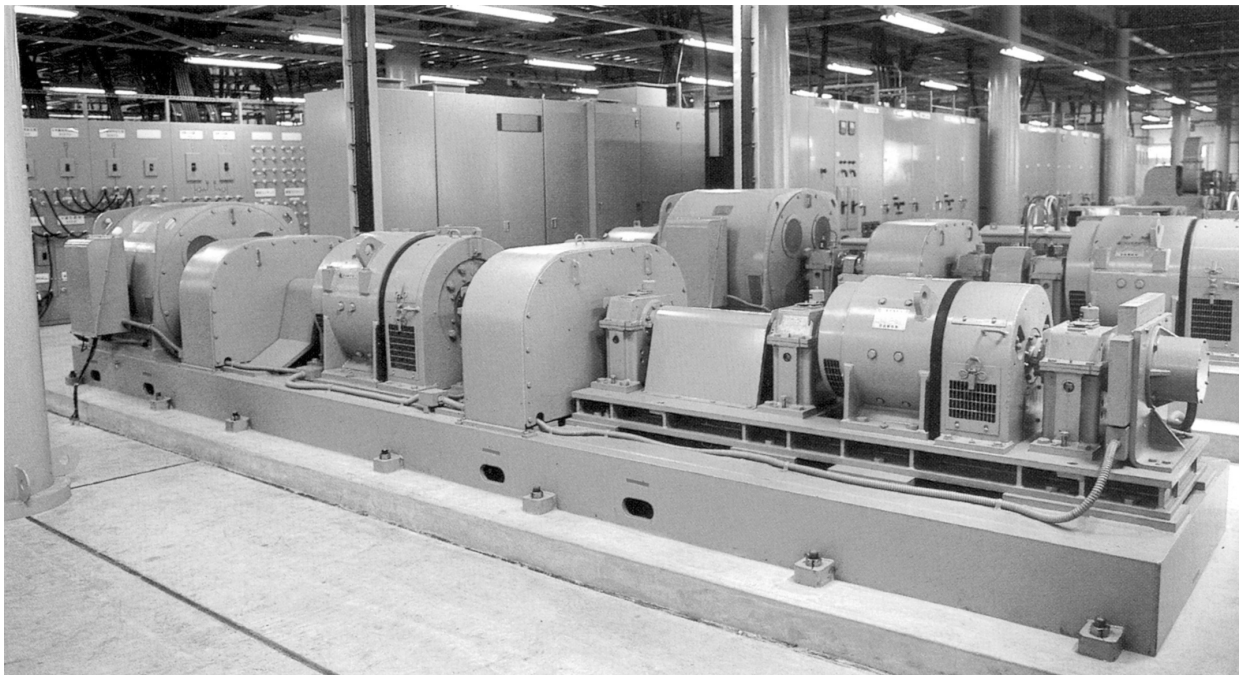


図 A5-1 原子力 1 および 2 号機のユニット

Fig. A5-1 No.1 and No.2 Nuclear Generator Unit

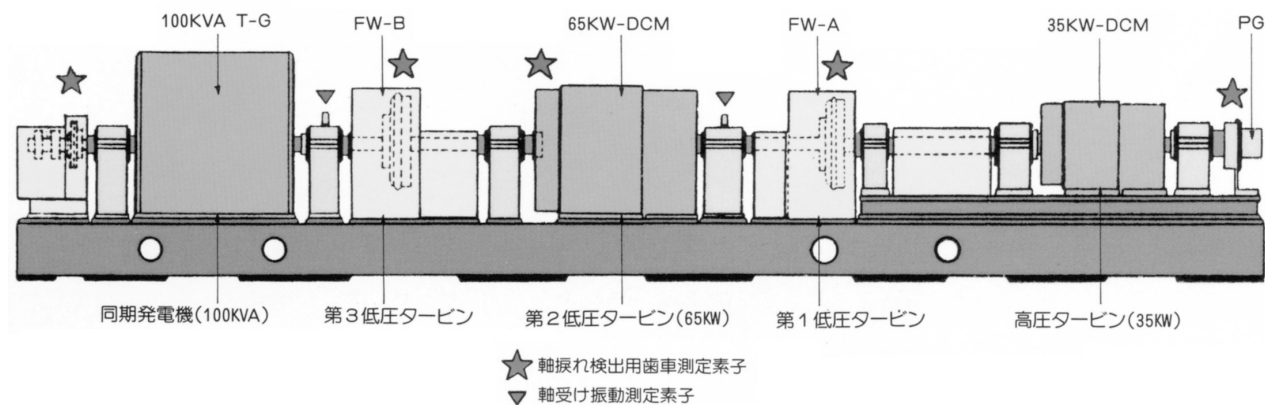


図 A5-2 原子力 1 号機のユニット構成図
Fig. A5-2 Composition of No.1 Nuclear Generator Unit

表 A5-1 原子力 1 号機ユニットの機械的特性
Table A5-1 Mechanical Characteristics of Nuclear Gen No. 1

	固有振動数	減衰時定数
1 次	15.63 Hz	11.0 sec
2 次	23.50 Hz	8.2 sec
3 次	36.13 Hz	12.0 sec
4 次	45.63 Hz	9.5 sec

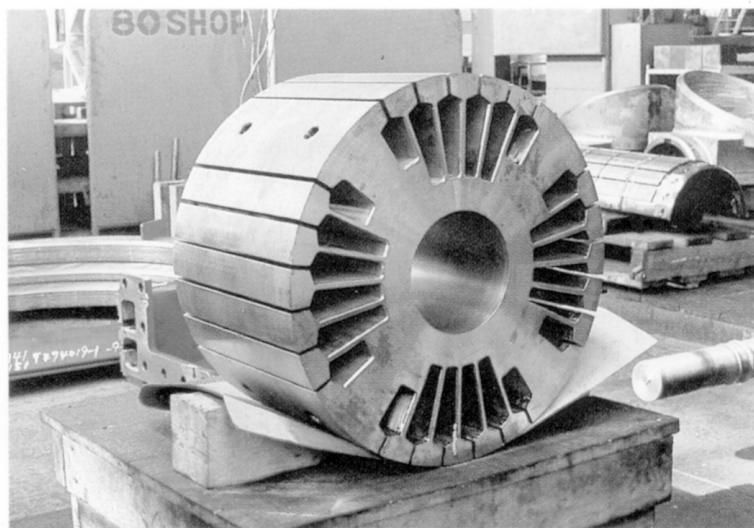


図 A5-3 原子力機の回転子磁極
Fig. A5-3 Rotor Core of Nuclear Generator

各章において試験に使用した発電機を、表 A5-2 に示す。また、各発電機の定数を表 A5-3 に示す。

表 A5-2 使用発電機

Table A5-2 Constants of the Generators

発電機数	使用した章番号	使用発電機
1	2章, 3章, 5章, 6章	原子力2号機
2	2章, 3章, 5章, 6章	原子力1および2号機
3a	3章, 6章	原子力1, 2号機および火力2号機
3b	3章	原子力1, 2号機および火力3号機
4	3章, 6章	原子力1, 2号機, 火力2, 3号機

表 A5-3 発電機定数

Table A5-3 Constants of the Generators

	原子力 1, 2 号機	火力 2 号機	火力 3 号機
容 量	100 kVA	60 kVA	90 kVA
力 率	0.9	0.9	0.9
慣 性	8.05 秒	7 秒	6 秒
X_d	1.86 (1.78)	1.49	1.485
X_d'	0.44 (0.43)	0.252	0.509
X_d''	0.37 (0.37)	0.176	0.385
T_{do}'	3.1 秒	1.56 秒	1.55 秒
T_{do}''	0.056 秒	0.06 秒	0.052 秒
T_d'	0.5 秒	0.264 秒	0.531 秒
T_d''	0.048 秒	0.042 秒	0.039 秒
T_a	0.29 秒	0.39 秒	0.39 秒

(注) 単位は自己 kVA ベースの PU 値, ()内は飽和値

高圧回路として 3.3 kV, 数十 A, また, VT, CT の二次側電圧・電流は, 110V, 5A を使用している。これにより実系統に近い環境での検証が可能となっている。

表 A5-4 に EHV 級交流線路の諸定数を示す。

表 A5-4 EHV 級 交流送電線路の諸定数

Table A5-4 Constants of the Transmission Line

対象線路	導体 : ACSR 330 mm ² 2導体 (d = 40 cm) 架空地線 : IACSR 120 mm ² 2条
全亘長	平行2回線 600km (20 km×30区間)
定格電圧	3,300 V
定格電流	10 A
過電流強度	10倍 (2秒間)
インピーダンス	$R+jX(C/2) = 0.0367 + j0.2764 (0.0205) / 100\text{km} / \text{cct.}$

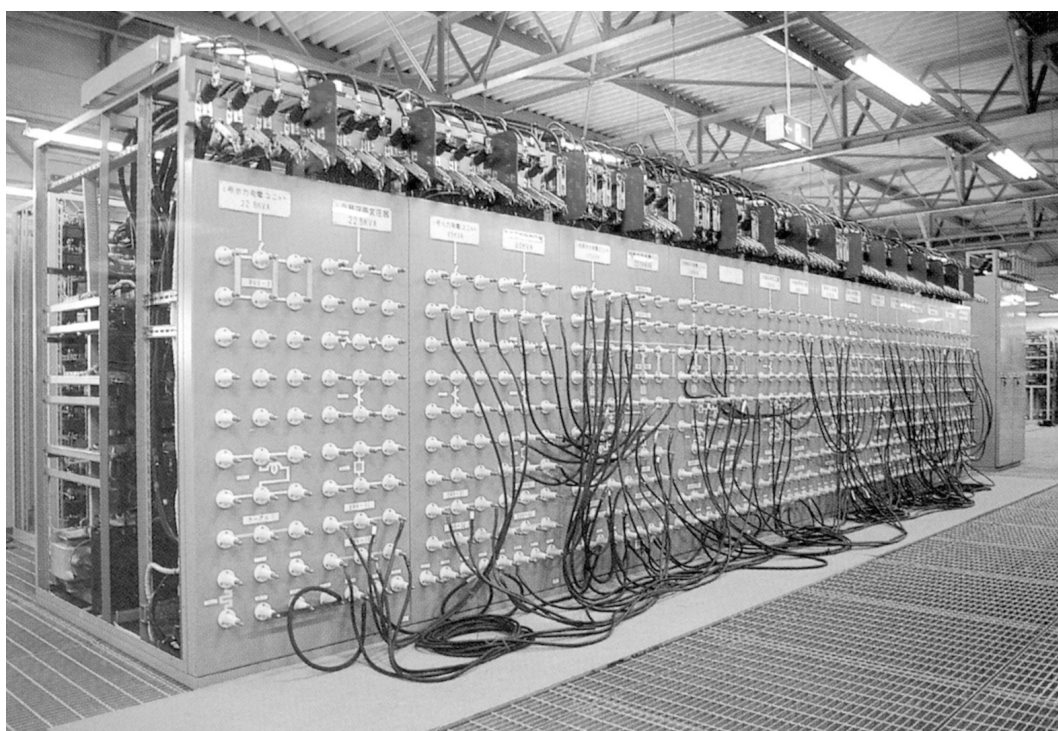


図 A5-4 システム構成 (高圧側) 接続盤

Fig. A5-4 System Configuration Panel (High Voltage Side)

その他, 他励式および自励式交直変換設備, 非線形負荷装置, 回転機負荷装置, 静止形無効電力補償装置, (昇圧・連系用・負荷用) 各種トランスなどを有している。

付録 5 の参考文献

- [A5-1] 町田，他：「交流・直流電力系統シミュレータの開発」，電中研総合報告，
No. 117，S59(1984)年

謝 辞

本論文の作成に当たり、御指導と御鞭撻を頂いた早稲田大学理工学部教授 岩本伸一 先生、内田 健康 先生、石山 敦士 先生、若尾 真治 先生に心からお礼申し上げます。

本研究は（財）電力中央研究所の関係各位の御支援の賜物であり、特に、本研究において、御指導と御鞭撻を頂いた（財）電力中央研究所 狛江研究所 谷口 治人 副所長、栗原 郁夫 電力システム部長、井上 俊雄 上席研究員、吉村 健司 上席研究員、熊野 照久 主任研究員、および関係各位に厚くお礼申し上げます。

本論文の研究の一部は、東北電力株式会社、株式会社 日立製作所との共同研究で進められたものであり、多くの皆様からの多大な御協力・御意見を頂いた事について、深く感謝の意を表します。

また、（財）電力中央研究所 交・直流電力系統シミュレータにおける試験の実施において、（株）電力テクノシステムズ 城条 雄征氏、桑原 信紀氏、（故）織田 昭彦氏に厚くお礼申し上げます。

最後に、筆者を電力システム工学の研究に導いて下さり、技術面のみならず研究者としての心構えも合わせて御指導頂いた大学院時代の恩師である早稲田大学理工学部教授（故）田村 康男 先生に、心からお礼申し上げます。

